

ZESZYTY NAUKOWE

**WYŻSZA SZKOŁA INŻYNIERSKA
W KOSZALINIE**

**PRACE
INSTYTUTU
BUDOWY
MASZYN
NR 4**

[16]



KOSZALIN 1981

**PRACE
INSTYTUTU BUDOWY MASZYN
NR 4**

**Wyższa Szkoła Inżynierska
w Koszalinie**

**PRACE
INSTYTUTU BUDOWY MASZYN
Nr 4**

Koszalin 1981

ZESZYTY NAUKOWE INSTYTUTU BUDOWY MASZYN

Redaktor
Jan Wojtkun

Wydano za zgodą Rektora
Wyższej Szkoły Inżynierskiej w Koszalinie

Wydawnictwo Uczelniane Wyższej Szkoły Inżynierskiej
w Koszalinie, 75-620 Koszalin, ul. Racławicka 15-17

Koszalin 1981, nakład 100+75 egz., format-A5, cena-150,-
a.wyd.12 0/87/83r.

Spis treści

str.

I. SZLIFOWANIE I NARZĘDZIA ŚCIERNE

1. Kacalak W. Optymalizacja częstotliwości obciążania ściernicy 5
2. Plichta St., Stępień P. Geometryczne i kinematyczne podstawy wygniatań rowków na obwodzie ściernicy 15
3. Pluta Z. Stereometria wierzchołków skrawających pojedynczych ziarn ściernych 29
4. Kacalak W. Wybrane problemy optymalizacji obróbki ścierniej w warunkach rzeczywistych..... 47
5. Plichta J. Badanie roboczej powierzchni ściernicy metodą replik 57
6. Borkowski J., Markul J. Analiza wybranych wielkości procesu szlifowania modelami narzędzi ściernych o regularnym rozmieszczeniu i zorientowaniu monokrystalicznych ziarn węgla krzemu.. 77
7. Borkowski J., Husejko Z. Podstawy budowy narzędzi ściernych z monokrystalicznych ziarn węgla krzemu 89
8. Borkowski J., Charkiewicz L., Okowicki J. Badanie kruchości dynamicznej ziarn węgla krzemu 107
9. Borkowski J., Wiśniewski M. Elektrostatyczne pozyskiwanie ziarn monokrystalicznych ze standardowego ścierniwa węgla krzemu..... 117
10. Pluta Z. Wybrane problemy skrawania ściernego ceramiki 127

str.

II. ZJAWISKA FIZYCZNE W OBRÓBCE MECHANICZNEJ

11. Wojtkun J. Niestabilność fizycznych własności warstwy wierzchniej uzyskanej nagniataniem..... 139

III. PROBLEMY KONSTRUKCYJNE W TECHNOLOGII BUDOWY MASZYN

12. Konflasz J. Rozpraszanie energii drgań w stałych połączeniach śrubowych 157

IV. INNE ZAGADNIENIA TECHNOLOGICZNE

13. Stańczyk W. Określenie skrajnego kąta zwilżania jako parametru decydującego o doborze zestawu szkło-metal przy projektowaniu złącz..... 173
14. Borkowski J., Fligiel. Metody badań trwałości połączeń szkło-metal 183
15. Nykiel T. Wpływ temperatury i czasu austenitowania na rozrost ziarna austenitu w stali NCW. 197

OPTIMALIZACJA CZĘSTOTLIWOŚCI OBCIĄGANIA ŚCIERNICY

Wojciech Kacalak

1. Charakterystyka problemu

Właściwe określenie czasu, po upływie którego powinno nastąpić obciążenie ściernicy, jest w obróbce ściernicą jednym z ważniejszych problemów o dużym znaczeniu technologicznym i ekonomicznym. W produkcji jednostkowej mamy do czynienia z częstą zmianą warunków i parametrów szlifowania, niekiedy wielokrotną w okresie trwałości ściernicy. Opracowanie probabilistycznego modelu trwałości, poprawnego w sensie fizycznym i dokładnego w sensie statystycznym, nie może jednak zmniejszyć stopnia niepewności określenia wymaganej częstotliwości obciążenia. Wynika to z faktu, że niepewność tkwiąca w samej naturze zjawiska probabilistycznego nie daje się zredukować. W takim wypadku rozwiązaniem omawianego problemu może być diagnostyka procesu obróbki, a przede wszystkim ciągła ocena własności eksploatacyjnych ściernicy na podstawie informacji o wartościach określonych wielkości charakteryzujących proces obróbki. W tym celu wartości bieżące lub graniczne tych wielkości byłyby wskazywane lub sygnalizowane obsługującemu obrabiarkę.

Optymalizacja częstotliwości obciążenia ściernicy staje się zagadnieniem bardzo istotnym ze względów technologicznych i ekonomicznych w produkcji seryjnej i masowej szczególnie w operacjach szlifowania ściernicami o małej powierzchni czynnej jak np. w szlifowaniu otworów. W zależności od warunków i zamierzonych efektów obróbki mogą być stosowane różne kryteria optymalizacji okresu trwałości ściernicy.

Adres: doc.dr hab.inż. W. Kacalak, Wyższa Szkoła Inżynierska,
Wydział Mechaniczny, ul. Racławicka 15-17, 75-620 Kozalin

Przed wszystkim jednak warto podkreślić, że trwałość ściernicy pozostaje w określonym związku z warunkami ograniczającymi nałożonymi na rozpatrywany proces [3]. Zmiana własności eksploatacyjnych ściernicy w wyniku zużycia powoduje, że z upływem czasu szlifowania z ustalonymi parametrami wzrasta prawdopodobieństwo niespełnienia jednego lub więcej ograniczeń. Uwzględnienie tego faktu skłania do probabilistycznego sformułowania zadania optymalizacji.

2. Problemy określania trwałości ściernicy w produkcji jednostkowej

W produkcji jednostkowej, w okresie liczącym od rozpoczęcia pracy ściernicą o odnowionej powierzchni roboczej do momentu w którym zużycie osiąga wartość uznaną za graniczną wartość dopuszczalną następują znaczne zmiany warunków eksploatacji narzędzia. Jest to skutkiem różnych parametrów poszczególnych zabiegów w określonej operacji lub też zmiany warunków i parametrów szlifowania w różnych operacjach, wykonanych w okresie trwałości ściernicy.

Zużycie w każdym z zabiegów zależy od czasu jego trwania oraz parametrów i warunków obróbki, decydujących o mechanicznym i cieplnym obciążeniu ziarn ściernych. Powodem uznania powierzchni roboczej ściernicy za wymagającą odnowienia jest osiągnięcie granicy dopuszczalnych zmian jej własności eksploatacyjnych. Można przy tym wyróżnić dwa przypadki charakterystyczne.

Pierwszy odnosi się do utraty własności skrawanych, czyli takiej zmiany własności eksploatacyjnych, w wyniku której niekorzystne zmiany wielkości charakteryzujących przebieg procesu osiągają graniczną wartość dopuszczalną. Te niekorzystne zmiany są skutkiem odpowiednich zmian mikrogeometrii roboczej powierzchni ściernicy [1, 2, 4, 5]. W drugim przypadku potrzeba odnowienia powierzchni ściernicy jest wynikiem geometrycznych skutków samoostrzenia, czyli zmiany kształtu powierzchni roboczej a niekiedy też i jej wymiarów jak np. w szlifowaniu powierzchni kształtowych.

Opisane skutki zużycia, w postaci zmian mikro- i makrogeometrii powierzchni ściernicy występują łącznie. Zazwyczaj jednak jeden rodzaj zużycia przeważa lub też jest uznawany za decydujący.

W produkcji jednostkowej częste zmiany warunków i parametrów szlifowania wywołują odpowiednie zmiany intensywności i równomierności samoostrzenia na powierzchni roboczej ściernicy. Z tego powodu wartości wielkości charakteryzujących zużycie w różnym stopniu zwiększają się w czasie trwania określonych zabiegów i operacji. Ogólnie można jednak stwierdzić, że w większości operacji szlifowania po wystąpieniu określonego zużycia ściernego ściernicy, prawdopodobieństwo poprawy zdolności skrawanej jest niewielkie nawet w warunkach sprzyjających intensywnemu samoostrzeniu. Podobnie trudno jest oczekiwać zmniejszenia odchyłek kształtu ściernicy w wyniku zmiany warunków szlifowania, polegającej na znacznym ograniczeniu samoostrzenia. Można zatem przyjąć założenie, że przebiegi zużycia są monotonicznie rosnące w okresie trwałości ściernicy. Wynika z tego przybliżenie zużycia Z_n po n zabiegach sumą niezależnych składników losowych.

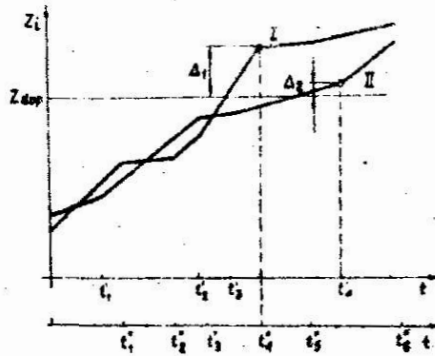
$$Z_n = \Delta t_1 k_1 + \Delta t_2 k_2 + \dots + \Delta t_n k_n$$

gdzie: $\Delta t_1, \Delta t_2, \dots, \Delta t_n$ są losowymi okresami trwania zabiegów a k_1, \dots, k_n są losowymi współczynnikami wpływu warunków i parametrów pracy ściernicy na jej zużycie, przy czym $k_i \geq 1$ (rys. 1).

Rozkład wartości zużycia Z_n , będący sumą Δz_i dla $i = 1 \dots n$ zależy od liczby składników tej sumy. Z analizy właściwości modeli generowanych przez zjawiska losowe wynika, że dla danej liczby składników Δz_i rozkład sumaryczny może być pisany rozkładem Erlanda (rodzina rozkładów gamma) o gęstości

$$f(z_n) = \frac{\lambda^n z_n^{n-1}}{(n-1)!} e^{-\lambda z_n}$$

gdzie $\frac{1}{\lambda}$ jest średnią przyrostem zużycia $\Delta \bar{z}$ w czasie trwania jednej operacji zaś n jest liczbą składników Δz_i .



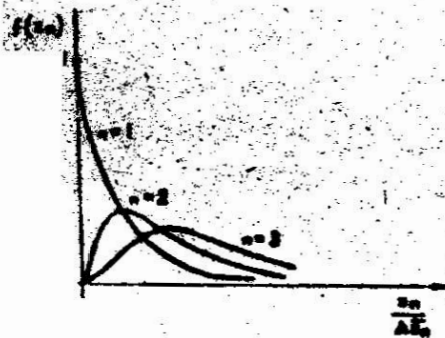
Rys. 1. Ilustracja do analizy zużycia ściernicy w produkcji jednostkowej

Ponieważ spełniony ma być warunek $n \Delta \bar{z} \leq Z_n \text{ dop}$ to $n \leq \frac{Z_n \text{ dop}}{\Delta \bar{z}}$ czyli

$$f(z_n) = \frac{z_n^{n-1}}{(\Delta z)^n (n-1)!} e^{-\frac{z_n}{\Delta z}} \quad \text{dla } n = \frac{Z_n \text{ dop}}{\Delta \bar{z}}$$

Liczba składników losowych z_i jest również losowa. Postać rozkładu Erlanga w istotny sposób zależy od liczby składników n (rys. 2). Od tej liczby zależy również wartość oczekiwana i wariancja

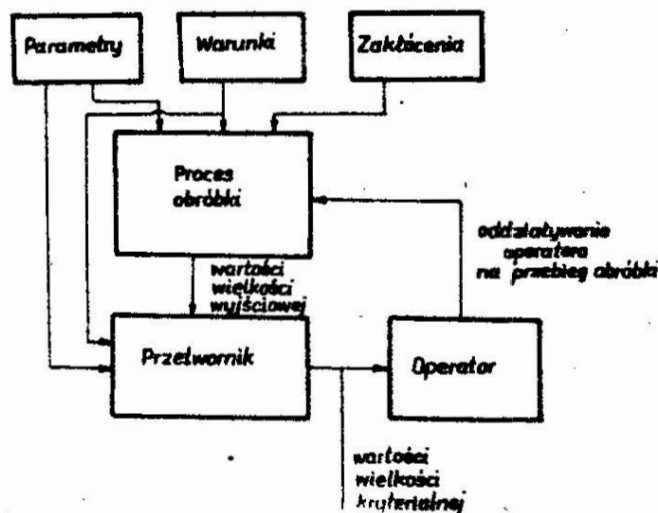
$$E(z_n) = n \Delta \bar{z} \quad ; \quad D^2[z_n] = n(\Delta z)^2$$



Rys. 2. Rozkład Erlanga dla różnych liczb składników losowych n

Z powyższego wynika, że w produkcji jednostkowej nie można przewidywać okresu trwałości ściernicy na podstawie średniego czasu trwania operacji przyjmując za kryterium ich liczbę n . Byłoby to możliwe gdyby w okresie trwałości wykonywanych było wiele operacji np. $n > 10$ o stosunkowo małych czasach Δt_i i niezbyt zróżnicowanych warunkach. Praktycznie natomiast zdarza się, że liczba składników losowych często osiąga dolną granicę $n = 1$.

Z tego względu w produkcji jednostkowej najlepszym rozwiązaniem zadania właściwego określenia momentu obciążenia ściernicy jest wykorzystanie informacji o przebiegu obróbki. Należy się spodziewać, że nakłady związane z wyposażeniem szlifierek w proste układy przetwarzania informacji o niektórych, łatwo mierzalnych wielkościach procesu (rys. 3), zostałyby szybko zwrócone. Wynika to nie tylko z efektów ekonomicznych i technologicznych związanych z dokładniejszą oceną granicznego zużycia powierzchni roboczej ściernicy. Wykorzystywanie przez obsługującego informacji o procesie pozwalałoby bowiem osiągnąć poziom sterowania pośredni między ręcznym a adaptacyjnym.

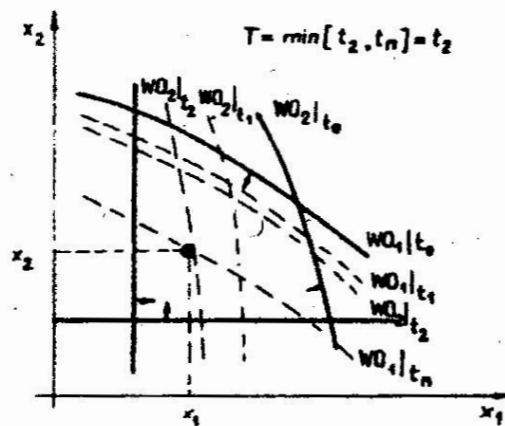


Rys. 3. Schemat wykorzystywania informacji o przebiegu obróbki.

3. Optymalizacja częstotliwości obciążenia ściernicy w produkcji seryjnej

W stabilnych warunkach seryjnej produkcji dobierając parametry szlifowania zazwyczaj uwzględnia się kryteria jakości procesu oraz różne warunki ograniczające, które naj-

część dotyczy najważniejszych wymagań technologicznych. W takiej sytuacji uznaje się, że graniczne zużycie powierzchni roboczej ściernicy nastąpi wtedy, gdy choćby jeden z warunków ograniczających nie będzie już spełniony. Powyższe kryterium zużycia przyjmuje się niezależnie od tego czy dokonuje się optymalizacji parametrów obróbki, czy też dobiera się je w oparciu o mniej lub bardziej dokładne zalecenia (rys. 4).



Rys. 4. Wpływ czasu szlifowania na spełnianie warunków ograniczających

Wielkości wyjściowe y_i , na które nałożono warunki ograniczające, są nieznanymi funkcjami

$$y_i = f_i^*(x_{i1}, w_{i2}, z_{i3})$$

gdzie przez x_{i1} oznaczono parametry szlifowania, w_{i2} oznacza wielkości mierzalne lecz niesterowalne, t jest czasem szlifowania, a z_{i3} oznacza zakłócenia. W sytuacji niezmiennych parametrów i warunków obróbki można przyjąć, że

$$y_i = f_i^*(t, z_{i3}).$$

Z warunków ograniczających

$$y_i = f_i^*(t, z_{i3}) < y_i \text{ dop}$$

otrzymuje się również niezbędną zależność funkcyjną

$$t_1 \leq \eta_1^* (y_{1dop}, z_{13}),$$

dla której można eksperymentalnie wyznaczyć t_1 odpowiadające określonej poziomowi ograniczenia.

Model matematyczny trwałości ściernicy jest wtedy następujący

$$T = \min [t_1 \leq \eta_1^* (y_{1dop}, z_{13})].$$

Oznacza to, że trwałość ściernicy będzie równa najkrótszemu czasowi szlifowania, po którym przynajmniej jedna z wielkości wyjściowych osiągnie wartość dopuszczalną. W kolejnych realizacjach procesu j w wyniku oddziaływania czynników zakłócających z_{13} , wyznaczone wartości $t_1^{(j)}$ będą różne.

Wyżania się zatem problem wyboru czasu t_1 wśród wartości od $t_{1 \min}$ do $t_{1 \max}$. Analiza różnorodnych wyników badań wykazuje, że należy się spodziewać rozkładów wartości t_1 zbliżonych do przesuniętego rozkładu logarytmo-normalnego, przy czym mogą zdarzyć się nieliczne przypadki wartości odległych od wartości średniej. Z tym faktem wiąże się ryzyko, że ograniczenie nie zostanie spełnione. Wskutek tego z określonym prawdopodobieństwem nastąpią negatywne skutki technologiczne i ekonomiczne.

W takim wypadku ograniczenia

$$t_1 \leq \eta_1^* (y_{1dop}, z_{13}) = t_{1dop}$$

można zastąpić ograniczeniami losowymi

$$t_1 \leq \beta_1$$

dla których prawdopodobieństwo ich spełnienia wyraża się równością (rys. 5).

$$P \{ t_{1dop} \geq \beta_1 \} = p_i$$

W wypadku, gdy określone ograniczenie nie jest spełnione, można z pewnym prawdopodobieństwem spodziewać się wystąpienia efektów dyskwalifikujących w sensie jakościowym operację lub wręcz prowadzących do powstania braku. Koszt obróbki odniesiony do jednego przedmiotu waraży się wtedy wzorem

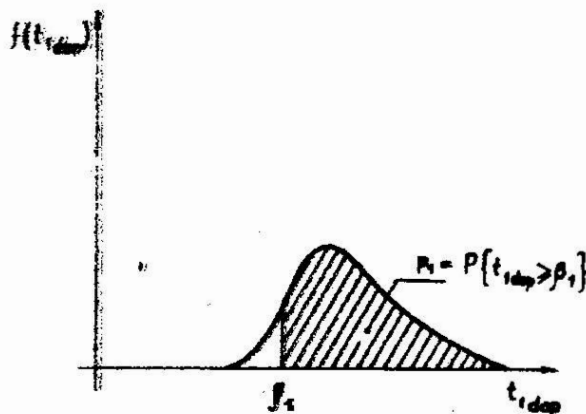
$$K^{(1)} = K_{sz}^{(1)} + \frac{t_{sz}^{(1)}}{T} K_{obc} + \max [K_{bi} (1-p_i) p_i']$$

przy czym

$$T = \min[\beta_i]$$

(1) (1)

gdzie przez K_{sz} , t_{sz} oznaczono odpowiednio koszt i czas szlifowania odniesiony do jednej operacji, K_{obc} jest kosztem obciążania, K_{bi} oznacza koszt braku. Prawdopodobieństwo, że warunek o numerze i nie będzie spełniony wynosi $1-p_i$. Przez p_i' oznaczono prawdopodobieństwo wystąpienia kosztu K_{bi} wtedy, gdy ograniczenie "i" nie jest spełnione.



Rys. 5. Prawdopodobieństwo spełnienia losowego warunku ograniczającego

Ostateczną zależność można zapisać następująco:

$$K^{(1)} = A + \frac{B}{\min[\beta_i]} + \max [K_{bi} (1-p_i) p_i']$$

Warto zauważyć, że zwiększenie wartości β_i zmniejsza częstotliwość obciążania i w związku z tym maleje wartość drugiego składnika.

Równocześnie maleje wtedy prawdopodobieństwo spełnienia ograniczeń p_i a zatem wzrasta trzeci składnik kosztów. Traktując zatem wielkości β_i ze zmienne niezależne można wyznaczyć najniższy koszt operacji szlifowania uwzględniający ryzyko niespełnienia określonych ograniczeń.

Z powyższych rozważań wynikają również inne praktyczne wnioski dotyczące kierunków niezbędnych badań. Istnieje konieczność tworzenia ogólnych zasad wyboru poziomów ograniczeń nakładanych na przebieg obróbki oraz technologicznych i ekonomicznych skutków przekroczenia wartości granicznych. Zagadnienia te wymagają opisów uwzględniających ich losowy charakter. Dla uzyska-

...a możliwie szybkiego postępu w tej dziedzinie potrzeba byłoby współpracy kilku ośrodków naukowych umożliwiających dobre korzystanie ich doświadczeń i wyposażenia.

Literatura

Kacalak W., Plichta J., Plichta St.: Identyfikacja formy i ocena intensywności zużycia ściernicy metodą badania jej powierzchni roboczej. Materiały V Międzynarodowej Konferencji "Postępy w teorii i technice obróbki materiałów. Obróbka ścierna, materiały i narzędzia ściernic. Kraków 1979 s.55...57.

Kacalak W., Kapłonek St., Słowiński B.: Problemy wyboru kryteriów oceny własności eksploatacyjnych ściernic. Materiały konferencji "Postępy w technice wytwarzania" cz.I. Narzędzia i technologia obróbki ściernic. Kołobrzeg 1978 s. 90... 10.

Karpiński T., Kacalak W.: Model matematyczny trwałości ściernicy. Materiały III Konferencji Naukowo-Technicznej nt."Obróbka ścierna. Narzędzia" Łódź 1976 s.5-16.

Koziarski A., Gołąbczak A., Urbaniak M.: Zastosowanie metody oceny roboczej powierzchni ściernicy. Materiały IV Konferencji "Obróbka ścierna" zeszyt "Obrabiarki" i narzędzia, Łódź 1981, s. 134...139.

Marcinak M.: Ocena rzeczywistych warunków mikroskrawania przy szlifowaniu. Materiały IV Konferencji "Obróbka ścierna" zeszyt "Technologia" , Łódź 1981, s.61-64.

Streszczenie

W artykule przedstawiono problem optymalizacji częstotliwości obciążania ściernicy w ujęciu probabilistycznym. Pokazano, że w produkcji jednostkowej rozwiązaniem powyższego problemu może być diagnostyka procesu obróbki. W produkcji ryjnej i masowej, jako kryterium optymalizacji przyjęto koszt operacji. Uwzględniono technologiczne i ekonomiczne skutki jakie mogą towarzyszyć przekroczeniu graniczeń założonych na proces obróbki.

Optimization of grinding wheel dressing frequency

In the paper, the problem of optimization of grinding wheel dressing frequency in probabilistic approach is presented. It was proved that in piece production the solution of the problem may be the machining process control. In lot and mass productions the cost of operation has been assumed as a criterion of optimization.

Technological and economical outcomes that may accompany in exceeding of limitations imposed on the machining process were taken into account.

Оптимизация частоты заточки шлифовального круга

В статье представлена проблема оптимизации частоты заточки шлифовального круга с вероятностной точки зрения. Доказано, что в единичном производстве решением этой проблемы может быть диагностика процесса обработки. В серийном и массовом производстве критерием оптимизации является стоимость операции. Учтены технологические и экономические последствия, которые могут сопровождать превышение ограничений, наложенных на процесс обработки.

GEOMETRYCZNE I KINEMATYCZNE PODSTAWY WYGNIATANIA ROWKÓW
NA OBWODZIE ŚCIERNICY

Stanisława Plichta, Piotr Stępień

1. Wprowadzenie

Szlifowanie ściernicami o nieciąglej powierzchni roboczej zapewnia obniżenie mocy i energii właściwej szlifowania o 30 - 60%. Powoduje to zmniejszenie ilości ciepła przepływającego przez przedmiot, co wraz z korzystnymi warunkami jego przewodzenia i lepszym chłodzeniem powoduje obniżenie temperatury powierzchni o 20-50%. Ma to istotne znaczenie przy konstytuowaniu własności fizycznych warstwy wierzchniej przedmiotu szlifowanego. Cechą charakterystyczną ściernic o nieciąglej powierzchni roboczej jest zachowywanie korzystnych własności eksploatacyjnych przez długi okres szlifowania [3]. Mimo tak dużych zalet ściernic o nieciąglej powierzchni roboczej nie są one narzędziami uniwersalnymi. Zastosowanie ich powinno być jednak uzasadnione ze względów technologicznych a efekty ekonomiczne są największe wtedy gdy operacje szlifowaniem charakteryzują się małym udziałem czasów pomocniczych.

Narzędzia o nieciąglej powierzchni roboczej o spoiwie ceramicznym lub też w niektórych przypadkach o spoiwie bakielitowym może wykonać metodą prasowania lub wygniataania. Metoda prasowania polega na formowaniu powierzchni ściernicy w odpowiednio ukształtowanej formie. Metoda wygniataania polega na wygniataaniu rowków odpowiednio ukształtowanym wygniataaczem.

Adres: mgr inż. St. Plichta., mgr inż. P. Stępień,
Wyższa Szkoła Inżynierska, Wydział Mechaniczny,
ul. Raclawicka 15-17, 75-620 Koszalin.

Metoda ta posiada wiele zalet, z których najważniejsze są to:

- wygniatanie można wykonać zarówno u procudenta jak i użytkownika ściernic,
- metoda wygniatania nie wymaga skomplikowanego oprzyrządowania i można ją stosować nawet w skrotnie wyposażonym warsztacie.

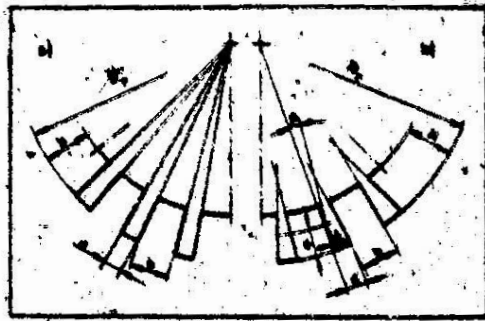
W niniejszej pracy przedstawiono geometrię i kinematykę wygniatania rowków za pomocą rolki z naciętym uzębieniem. W metodzie tej ściernica i rolka obracają się początkowo wskutek wzajemnego tarcia a następnie w wyniku zazębienia z niewielkim poślizgiem w ramach luzu między uzębieniem rolki a rowkami ściernicy, przy czym elementem napędzającym może być ściernica lub rolka.

2. Zależność makrogeometrii roboczej powierzchni ściernicy od kształtu geometrycznego rolki i warunków wygniatania

Metoda wygniatania rowków na powierzchni roboczej ściernicy za pomocą rolki pod względem kinematycznym odpowiada obróbce obwiedniowej wiórowej lub plastycznej uzębień w kołach zębatych walcowych. Charakter wzajemnego zazębienia, w jakim biorą udział rowkowana ściernica oraz rolka podczas procesu wygniatania, zależy od kształtu geometrycznego wieńca zębatego rolki, głębokości wygniatania a także średnic rolki i ściernicy. Ze względów technologicznych zaleca się stosować tylko dwa rodzaje zarysu zębów rolki (rys. 1). Zęby pierwszego rodzaju posiadają zarys prostoliniowy, promieniowy (rys. 1a). Średnica zewnętrzna rolki D_r , ilość rowków (zębów) n oraz obwodowa szerokość wrębu rolki b warunkują szerokość zębów d :

$$d = \frac{1}{n} \pi \cdot D_r - b \quad (1)$$

W celu wykonania uzębienia rolki stosować trzeba frezy kształtowe lub frezowanie obustronne. Łatwiejszą do wykonania jest rolka o uzębieniu przedstawionym na rys. 1b.



Rys.1. Przykłady zarysów rolki do wygniatań rowków na obwodzie ściernicy

- a) ze zmienną szerokością rowka (boczne powierzchnie rowka ukształtowane w płaszczyznach osiowych ściernicy)
- b) ze stałą szerokością rowka

Uzębienie takie można frezować frezem tarczowym na frezarce uniwersalnej przy zastosowaniu podziałnicy.

Zęby takiej rolki posiadają podcięcie u nasady określone kątem

$$\sin \beta = \frac{b}{D_f} \quad (2)$$

Rolki stosowane do wygniatań ściernic powinny być nacięte tak, aby obwodowa szerokość zęba d była większa od $1 - 1,5$ mm, gdyż jak wynika z doświadczeń, wąsze zęby zużywają się zbyt szybko. Ograniczeniem z góry dla wymiaru d jest warunek, aby $d \leq b$. Zęby rolki szersze od obwodowej szerokości wrębu wymagają zbyt dużej mocy i sztywności obrabiarki do wygniatań, a ponadto prowadzą do uzyskania zbyt małych wartości współczynnika nieciągłości zarysu, co jest niekorzystne z uwagi na trwałość rolki.

Uwzględniając powyższe ograniczenia, można obliczyć dla założonych przyjętych danych: D_f i b , graniczne ilości zębów rolki

$$\frac{\pi \cdot D_f}{2b} \leq n \leq \frac{\pi \cdot D_f}{1+b} \quad (3)$$

Uwzględniając, że kąt podcięcia β (2) przyjmuje wartości rzędu kilku stopni a głębokość a nagniatania wynosi najwyżej kilka milimetrów, można różnicę szerokości zębów (rys. 1b) obliczyć ze wzoru

$$\Delta = a \cdot \tan \beta \ll d$$

Wartości Δ są bardzo małe w porównaniu z szerokością głowy zęba d . Dlatego też do analizy zależności geometrycznych podczas wygniataania przyjęto rolkę z rys. 1a, przez co znacznie się ona uprościła a jej wyniki, jak sprawdzono z dużą dokładnością odnoszą się także do przypadku wg rys. 1b.

Wygniataanie ściernic przy użyciu rolki odbywa się na zasadzie obróbki obwiedniowej, toteż spełniony jest warunek przecinania koła tocznego rolki normalnymi do zarysu. W rozpatrywanym przypadku koło toczne posiada średnicę równą średnicy zewnętrznej rolki D_r . Średnica koła tocznego ściernicy jest zmienna podczas wygniataania proces geometrycznie podobny do plastycznego wygniataania uzębień kół zębataych i maleje od wartości D_s do średnicy dna rowków $D_s - 2a$. Rozpatrzono przypadek, kiedy średnica koła tocznego ściernicy wynosi $D_{ts} = D_s - 2g$ przy czym $0 < g < a$. Odpowiada to pewnemu dowolnemu, stanowi chwilowego zazębienia obu elementów. Zależności geometryczne w zazębieniu rolki i ściernicy podano na rys. 2. Linia przyporu pokrywa się z kołem odtaczającym o promieniu $\rho = 0,25D_r$. Jest to więc zazębienie cykloidalne, przy czym uzyskany zarys boku wrębu na ściernicy jest epicykloidą zakreślona przez punkt N koła odtaczającego o promieniu ρ , toczącego się bez poślizgu po kole tocznym ściernicy (linia AM) [4,5].

Parametryczne równanie epicykloidy w odniesieniu do rozpatrywanego procesu wygniataania przedstawia się następująco:

$$\begin{aligned}x &= A^2 \cos^2 B\psi - 2AC \cos B\psi \cos(1+B)\psi + C^2 \cos^2(1+B)\psi \\y &= A^2 \sin^2 B\psi - 2AC \sin B\psi \sin(1+B)\psi + C^2 \cos^2(1+B)\psi ,\end{aligned}\quad (5)$$

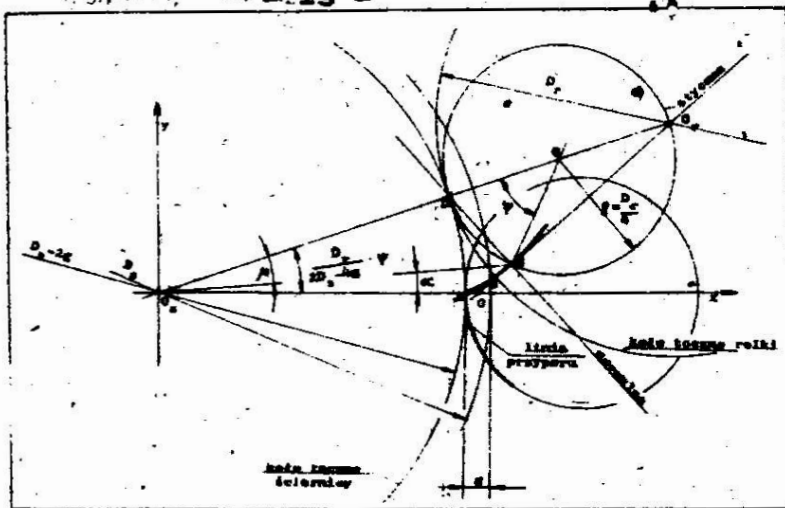
gdzie:

$$\begin{aligned}A &= \frac{D_s - 2g}{2} - \frac{D_r}{4} \\B &= \frac{D_r}{2D_s - 4g} \\C &= \frac{D_r}{4} .\end{aligned}$$

Po przekształceniu równania (5) do postaci odpowiadającej układowi biegunowemu o środku w p. O_s otrzymano:

$$r^2 = A^2 + C^2 - BC \cos \psi \quad (6)$$

przy czym $r = O_s M$, $\psi = \angle D O M$,



Rys. 2. Zależności geometryczne zazębienia rolki i ściernicy

$$\angle DQ_s A = \frac{D_r}{2D_s - 4g} \psi, \quad (7)$$

$$\alpha = \frac{D_r}{2D_s - 4g} \psi - \mu.$$

Z twierdzenia sinusów w $\Delta O_s M$ otrzymano

$$\sin \mu = \frac{r}{r'} \sin \psi = \frac{D_r}{4r} \sin \psi, \quad (8)$$

a następnie ze wzoru (6)

$$\cos \psi = \frac{(2D_s - 4g + D_r)^2 + \frac{1}{8}D_r^2 - 2r^2}{2(2D_s - 4g + D_r)D_r}. \quad (9)$$

Na podstawie powyższych wzorów można obliczyć kąt α odpowiadający takiemu punktowi cykloidy, że $OM = r$. W tym celu obliczono ze wzoru (9)

$$\cos \psi = \frac{(2D_s - 4g + D_r)^2 + D_r^2 - 4D_s^2}{2(2D_s - 4g + D_r)D_r}; \quad \text{dla } r = \frac{D_s}{2}, \quad (10)$$

ze wzoru (8)

$$\sin \mu = \frac{D_r}{2D_s} \sin \psi; \quad \text{dla } r = \frac{D_s}{2}. \quad (11)$$

Uniwersalną postać wzoru uzyskano podstawiając $D_r = D_s$,
 $\lambda = D_r : D_s$ czyli $g = \varepsilon D_s$, $\varepsilon = g : D_s$

Po podstawieniu

$$\begin{aligned}\cos \psi &= 1 - 8 \frac{\varepsilon}{\lambda} \cdot \frac{1 - \varepsilon}{2 - 4\varepsilon + \lambda}, \\ \sin \mu &= \frac{\lambda}{2} \sin \psi, \\ \alpha &= \frac{\lambda}{2 - 4\varepsilon} \psi - \mu.\end{aligned}\quad (12)$$

Kąt α jest więc tylko funkcją dwóch wielkości $\alpha = f(\lambda, \varepsilon)$.
Dla ułatwienia wykorzystywania w praktyce wyników powyższej analizy wykonano wykres (rys. 3) przedstawiający warstwicę kąta $\alpha = f(\lambda, \varepsilon)$. Zakres wartości współczynników λ i ε wybrano na podstawie analizy możliwości doboru średnicy ściernicy, średnicy rolki i dopuszczalnej głębokości wygniatania. Dla stałego stosunku średnic rolki i ściernicy ($\lambda = \text{const}$), w miarę coraz większego zagłębienia rolki (ε wzrasta), wartości kąta α rosną, przez co rowek na ściernicy staje się coraz szerszy.

Ostateczna wartość kąta α odpowiadać będzie wartości $\varepsilon = a : D_s$.

Zarys rowków powstałych na roboczej powierzchni ściernicy w ośmiokrotnym powiększeniu, z zaznaczeniem położenia rolki względem ściernicy, podano na rys. 4. Linia AB, CD i EF stanowią fragmenty epicykloid. Linie DE i BC są łukami okręgów.

Współczynnik nieciągłości roboczej powierzchni ściernicy S obliczono posługując się schematem podanym na rys. 5.

$$S = \frac{\pi \cdot D_s E}{\pi \cdot A Q_s E} = \frac{n}{\lambda} \left[\frac{b}{\pi \cdot D_s} - \frac{\alpha}{180^\circ} (1 - 2\varepsilon) \right]. \quad (13)$$

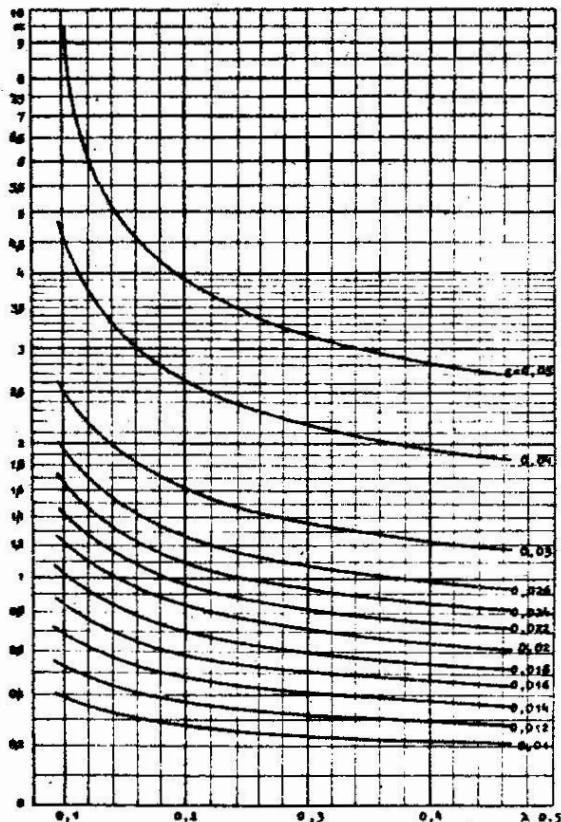
Długość L_c części ciągłej wyraża się wzorem:

$$L_c = \frac{\pi \cdot D_s}{360^\circ} \cdot \pi \cdot D_s E = \frac{b}{1 - 2\varepsilon} - \frac{\pi \cdot d \cdot D_s}{180^\circ}. \quad (14)$$

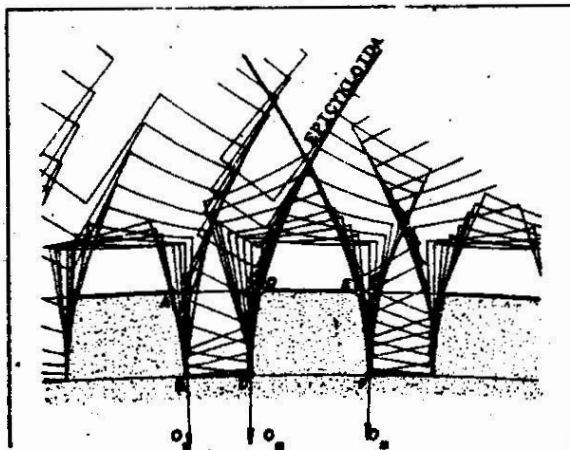
Wyprowadzone tutaj wzory (13) i (14) stanowią będą podstawę do obliczeń związanych z projektowaniem rolek do wygniatania.

Z kształtu rowków w ściernicy wynika, że w miarę postępującego zużycia promieniowego ściernicy, współczynnik nieciągłości S będzie wzrastał. Podczas szlifowania z posuwem poprzecznym zarys osiowy ściernicy zmienia się w czasie w wyniku wykrusza-

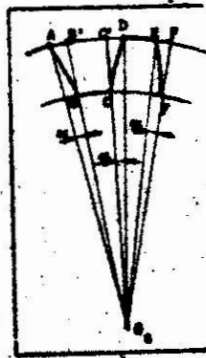
cia się ziaren najbardziej obciążonych. Zjawisko to następuje szczególnie intensywnie w początkowym okresie pracy ściernicy. w ustalonych warunkach obróbki, prowadzi do uzyskania określonego kształtu przedstawionego na rys. 6, jako zarys stabilny.



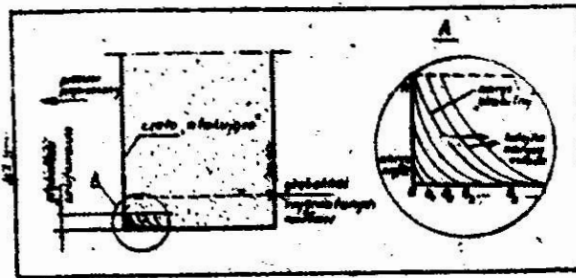
Rys. 3. Wykresy- $\alpha = f(\lambda, \epsilon)$ do projektowania rolek wygniatających



Rys. 4. Zarys roboczej powierzchni ściernicy o średnicy $D_s = 220$ mm, rowkowanej rolką (rys.1a) na głębokość $a = 2$ mm. Pozostałe dane: $n = 36$, $b = 3,5$; $D_r = 60$ mm



Rys. 5. Schemat do wyznaczania współczynnika S nieciągłości roboczej powierzchni ściernicy i długości L_c części ciągłej.



Rys. 6. Zarys osłowy roboczej powierzchni ściernicy rowkowanej i jego zmiany w wyniku zużycia ściernicy podczas szlifowania z posuwem poprzecznym.

Ziarna położone na linii AB_s są obciążone jednakowo i okresowo z jednakowym prawdopodobieństwem wykruszają się. W wyniku tego dalsze zużycie ściernicy prowadzi do równomiernego wykruszania tych ziaren przez co kolejne zarysy osłowy ściernicy będą równoległe do AB_s i przesuwają się od "czoła atakującego" w stronę przeciwną niż posuw poprzeczny. W tym stosunkowo długim okresie, zdolności skrawane ściernicy są niezmiennie. Ponadto głębokość rowków jest wielokrotnie większa niż głębokość szlifowania, to ponowne wygniatanie rowków na obwodzie ściernicy należy wykonać po ich całkowitym zaniknięciu na roboczej powierzchni ściernicy.

W wypadku wygniatania ściernic o rowkach śrubowych uzyskiwanych poprzez odpowiednie skrócenie rolki wygniatającej należy we wzorach (13) i (14) podstawić $b/\cos \varphi$ zamiast b , gdzie φ jest

kątem pochylenia linii rowków na ściernicy. Przedstawiony powyżej przypadek dotyczył rolki o promieniowym zarysie zębów (rys. 1a). Zastosowanie rolki o zarysie takim jak na rys. 1b daje zarys rowków w postaci "zniekształconej" epicykloidy, przy czym wymiar L_c będzie nieco większy od obliczonego ze wzoru (14) Poprawkę ΔL_c można obliczyć ze wzoru

$$\Delta L_c = 2a \frac{b}{D_r}, \quad (15)$$

wtedy

$$L'_c = L_c + \Delta L_c. \quad (16)$$

Nieciągłość roboczej powierzchni ściernicy w tym przypadku będzie równa

$$s' = s \frac{L_c + \Delta L_c}{L_c}. \quad (17)$$

Wygniatanie ściernicy powinno być dokonywane na obrabiar-
kach pozwalających na przenoszenie znacznych nacisków rolki
oraz posiadających odpowiednią małą prędkość obwodową.
Szlifierki do gwintów lub zataczarki mają możliwość nastawienia
bardzo małej prędkości obrotowej. Można je wykorzystać do rowko-
wania ściernic. Elementem napędowym jest wtedy ściernica.

W szlifierkach do wałków lub szlifierkach obwodowych do
płaszczyzn ściernica zamocowana na wrzecionie musi być odłączona
od źródła ruchu obrotowego, a rolka do wygniatania zamocowana
jest w przyrządzie z własnym napędem. Wygniatanie ściernic
można przeprowadzić również na tokarce o stosunkowo dużej
sztywności z dodatkowym reduktorem w celu uzyskania właściwych
parametrów wygniatania.

Przedstawiona metoda wygniatania ma zastosowanie w zakresie
ściernic o spoiwie ceramicznym. Spoiwo ceramiczne jest kruche
a przez to ziarna utwierdzone w tym spoiwie łatwo się
wykruszają. Inne spoiwa /żywiczne, gumowe, metalowe/ nie posia-
dają tej własności co uniemożliwia stosowanie metody wygniata-
nia. Wygniatanie możliwe jest jedynie w przypadku ziaren z ele-
ktrokorundu lub z węgla krzemu, gdyż inne ścierniwa posiada-
ją na tyle dobre własności ściernic, że nie jest uzasadnione
wygniatanie takich ściernic, w celu zmniejszenia sił lub
temperatury obróbki. Metoda wygniatania dotyczy ściernic o nie-
wielkich ziarnach, co uzasadnione jest tym, że ziarna grube
są na tyle odległe od siebie, że przy stosowaniu odpowiedniego

chłodzenia obróbka przebiega prawidłowo. Ziarna drobniejsze stosowane są w zasadzie do obróbki wykańczającej, a więc przy niedużych parametrach obróbki i małym obciążeniu ziaren. Przed wygniataciem ściernicę należy zamocować w uchwycie, wyważyć i obciągnąć. Wgłębianie rolki w ściernicę wykonać należy z dosuwem 0,1 - 0,4 mm na jeden obrót ściernicy. Przed nadaniem ruchu obrotowego ściernicy rolka powinna być dociśnięta z dość dużą siłą, aby tarcie spowodowało wzajemne toczenie się rolki i ściernicy. W czasie wygniatacia zalecane jest wypłukiwanie pokruszonych cząstek ściernicy silnym strumieniem chłodziwa emulsji lub oleju. Najlepsze wyniki uzyskuje się przy wypłukiwaniu cząstek strumieniem oleju. Zmniejsza to wykruszanie się krawędzi występów na ściernicy w czasie wygniatacia rowków. Rolka do wygniatacia powinna być wykonana ze stali hartowanej o dużej twardości (HRC=60-65) np. ze stali SW9, SW18, 4H13, H18. W celu zapewnienia większej trwałości rolki można ją wykonać z węglików spiekanych w formie jednolitej lub składanej.

Duże znaczenie ma dobór odpowiedniego uzębienia i średnicy rolki dla danej ściernicy ze względu na zapewnienie jej najlepszych własności eksploatacyjnych. Średnice rolek należy dobierać, uwzględniając wyprowadzone zależności. Powinny one mieścić się w granicach 60-120 mm.

W przypadku wygniatacia ukośnych rowków na powierzchni roboczej ściernicy uchwyt mocujący rolkę powinien posiadać możliwość obrotu o kąt φ pochylenia wygniatających rowków.

3. Zasady projektowania rolek do wygniatacia

Danymi wyjściowymi do zaprojektowania uzębienia rolki wygniatającej są:

- kąt pochylenia linii śrubowej rowków ściernicy - φ
- średnica zewnętrzna wygniataanej ściernicy - D_s [mm]
- przewidywana głębokość wygniatacia - $g = a \cdot [mm]$
- wymagany współczynnik nieciągłości - S
- wymiar charakterystyczny ziarn ściernicy,
- twardość ściernicy,
- struktura ściernicy,
- szerokość freza do nacięcia wrębów uzębienia rolki - b [mm]

Wymiar charakterystyczny ziarn, twardość i struktura ściernicy są danymi niezbędnymi do wyznaczania średniej

odległości wierzchołków ziarn aktywnych l_{sr} według midelu przedstawionego w pracy [1]. Średnią odległość wierzchołków ziarn sktywnych można również wyznaczyć inną metodą, na przykład doświadczalnie lub przez analizę widmową zarysu roboczej powierzchni ściernicy [2]. Znając l_{sr} można przyjąć długość L_c ciągłej części roboczej powierzchni ściernicy, korzystając z warunku:

$$L_c \geq 5 l_{sr} \quad (18)$$

Wartość L_c mniejsza od $5 l_{sr}$ nie jest zalecana z uwagi na mechaniczną wytrzymałość występów. Podana na wzorze (18) ilość pięciu "rzędów" ziaren nie jest ograniczeniem sztywnym. Wytrzymałość występów zależy bowiem od twardości ściernicy i właściwości spoiwa. Zależność (18) jest więc jedynie rozsądnym zaleceniem. Znając $g = a$ i D_s można wyliczyć stosunek $\xi = g : D_s$ oraz zastępczą szerokość rowka rolki $b = b/\cos \varphi$. Po przekształceniu wzoru (13) należy obliczyć α :

$$\alpha = \frac{180 \cdot b'}{\pi D_s (1-2\xi)} - \frac{180 \cdot \lambda \cdot S}{n \cdot (1-2\xi)} \quad (19)$$

i porównać z α wyliczonym ze wzoru (14)

$$\alpha = \frac{180 \cdot b'}{\pi D_s (1-2\xi)} - \frac{180 \cdot L_c}{\pi D_s} \quad (20)$$

Po porównaniu prawych stron można obliczyć ilość zębów rolki

$$n = \frac{\pi D_s \cdot \lambda \cdot S}{L_c (1-2\xi)} \quad (21)$$

Wartość λ należy przyjąć z wykresu na rysunku 3, szukając odpowiedniej warstwy dla α wyliczonego ze wzoru (20) na poziomie danego ξ . Ilość zębów rolki n należy przyjąć możliwie bliską wartość wyliczonej ze wzoru (21), a następnie sprawdzić czy odpowiada ona wartości zalecałej wzorem (3). Na koniec sprawdza się wartość S' (17) i L_c 16 oraz ewentualnie należy wprowadzić korektę wymiarów rolki.

PRZYKŁAD

Dane:

- ściernica 250 x 20 x 76 - 99 A - 80 - K - 8 - V
- kąt pochylenia linii śrubowej rowków $\varphi = 30^\circ$

- głębokość wgłębień - wysokość rowków: $a = 3 \text{ mm}$,
- średnica ściernicy $D_g = 250 \text{ mm}$,
- założony wymiar freza $b = 3 \text{ mm}$,
- zalecany współczynnik nieciągłości $S = 0,4$,
- wymiar charakterystyczny ziaren $d_z = 0,180 \text{ mm}$.

1. Na podstawie obliczeń modelowych otrzymano średnią odległość ziaren na roboczej powierzchni ściernicy.

$$L_{\acute{s}k} = 0,3469 \text{ mm}.$$

2. Zgodnie z zaleceniem (18) określono:

$$L_c = 2 \text{ mm} > 5 l_{\acute{s}r} = 1,7345 \text{ mm}.$$

3. Ze wzoru (12):

$$\varepsilon = 0,012 ; \quad b = 3,46 \text{ mm}.$$

4. Obecnie należy sprawdzić czy spełniony jest warunek:

$$\frac{1}{2b} < \frac{S}{L_c(1-2\varepsilon)} < \frac{1}{b+1},$$

gdyż jak wynika z porównania wzorów (3) i (21) nie dotrzymanie tego warunku spowoduje, że zęby rolki będą węższe od 1 mm lub szersze niż b .

Po obliczeniach otrzymuje się

$$0,166 (6) < 0,205 < 0,25.$$

5. Ze wzoru (20) oblicza się

$$\alpha = 0,3484^\circ.$$

6. Z wykresu na rys. 3 dla $\alpha = 0,3484^\circ$ i $\varepsilon = 0,012$ odczytuje się

$$\lambda = 0,312, \quad \text{a zatem} \quad D_r = \lambda D_g = 78 \text{ mm}.$$

7. Z zależności (21)

$$n = 50,214 \quad - \text{przyjęto } n = 50.$$

8. Sprawdzono wartość S ze wzoru (13)

$$S = 0,40409.$$

9. Wartość ΔL_c wg (15)

$$\Delta L_c = 0,2307 \text{ mm}, \quad L_c' = 2,2307 \text{ mm},$$

$$a S = 0,4507.$$

10. Można sprawdzić czy dla $n' = n + 1$ otrzymuje się wartość S bliższą założonej 0,4.

$$\text{Dla } n = 49 \quad \text{otrzymuje się } S = 0,386 \quad \text{i } S' = 0,4417,$$

$$\text{dla } n = 48 \quad \text{"} \quad \text{"} \quad S = 0,3879 \quad S' = 0,4326,$$

$$\text{dla } n = 47 \quad \text{"} \quad \text{"} \quad S = 0,3539 \quad S' = 0,3947.$$

11. Szerokość rolki B oblicza się ze wzoru

$$B \geq \frac{H}{\cos \varphi} = \frac{20}{\cos 30^\circ} = 23,1 \text{ mm}$$

Przyjęto $B = 30 \text{ mm}$

12. Wyznaczone powyżej parametry rolki to $D_r = 78 \text{ mm}$, $b = 3 \text{ mm}$, $n = 47 \div 50$ w zależności od przyjętego współczynnika nieciągłości S' . Są one w pełni wystarczające do zaprojektowania i wykonania rolki.

Literatura

1. Karpiński T., Kacalak W., Stępień R.: Matematyczny model budowy ściernicy jako narzędzie analizy i optymalizacji własności narzędzi ściernych. Materiały ogólnopolskiej konferencji nt.: "Podstawy optymalizacji procesów obróbki skrawaniem" Warszawa, październik 1978.
2. Karpiński T., Kacalak W., Plichta J., Stępień P.: Charakterystyki stanu roboczej powierzchni ściernicy. Zeszyty Naukowe Wyższej Szkoły Inżynierskiej w Koszalinie Technika Wytwarzania 2/77.
3. Sprawozdanie nr 69/77/II z realizacji zlecenia na temat: Opracowanie koncepcji i technologii wytwarzania oraz badania narzędzi ściernych o specjalnych strukturach zapewniających wysoką efektywność szlifowania.
4. Brousztein I.N. Siemiendiajew K.A.: Matematyka- Poradnik encyklopedyczny. PWN 1970r.
5. Praca zbiorowa: Mały Poradnik Mechanika, WNT 1970r.

Streszczenie

W pracy przedstawiono rozważania teoretyczne dotyczące metody wygniataania rowków na roboczej powierzchni ściernicy pracującej obwodem. Podano zalecenia praktyczne związane z doбором kształtu i wymiarów rolki do wygniataania rowków. przedstawiono również przykład projektowania rolki wygniatającej na podstawie podanych zależności teoretycznych.

Forming of grooves on a grinding wheel surface
by crushing geometry and kinematic approach

A theoretical study of forming of grooves on the working surface of grinding wheel using a crushing roll is presented. Some practical remarks for designing the crushing roll are given. The example of using of the theoretical equations derived in this paper for designing the crushing roll is also involved.

Геометрические и кинематические основы выдавливания канавок на периферии шлифовального круга

В работе представлены теоретические рассуждения, касающиеся метода выдавливания канавок на рабочей поверхности шлифовального круга, работающего периферией. Даны практические рекомендации по выбору формы и размеров ролика для выдавливания канавок. Приведен пример конструирования выдавливающего ролика на основе представленных теоретических зависимостей.

STEREOMETRIA WIERZCHOŁKÓW SKRAWAJĄCYCH POJEDYŃCZYCH
ZIARN ŚCIERNYCH

Zdzisław Pluta

1. Wprowadzenie

Z geometrycznego punktu widzenia pojedyncze ziarna ściernie stanowią bryły o bardzo zróżnicowanych kształtach. Ścisłe przyporządkowanie kształtu ziarna określonej bryle geometrycznej jest zatem utrudnione lub wręcz niemożliwe. Analiza teoretyczna niektórych zagadnień dotyczących obróbki ścierniej [1,2,3,5,10,11,13,15,18] opiera się więc na geometrycznych modelach upraszczających, które jedynie przybliżają z pewną dokładnością rzeczywisty kształt ziarna ściernego. Do rozwiązań analitycznych przyjmowane są najczęściej modele ziarn kulistych [10,12], rzadziej bryły obrotowe [4,14] czy wielościenne [1,3].

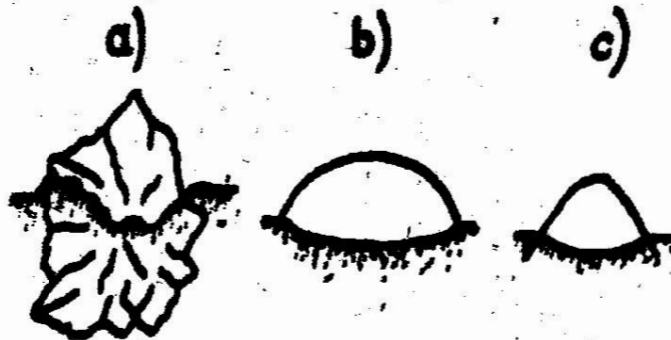
Modelowanie kształtu ziarna jako określonej bryły geometrycznej ma znaczenie drugorzędne w przypadku, gdy rozpatrywane zagadnienia dotyczą przebiegu obróbki w strefie oddziaływania pojedynczego ziarna na materiał obrabiany. Niezbędna jest wówczas dokładna znajomość charakterystyki stereometrycznej ostrza skrawającego.

2. Modele wierzchołków skrawających ziarn ściernych

Ocena stereometrii wierzchołków ziarn skrawających możliwa jest wyłącznie w kategoriach statystycznych, gdyż ich kształt ulega ciągłym zmianom spowodowanym ubytkiem lub "przyrostem" masy ziarna [11]. W badaniach modelowych i rozwiązaniach analitycznych przyjmuje się określony model wierzchołka ziarna.

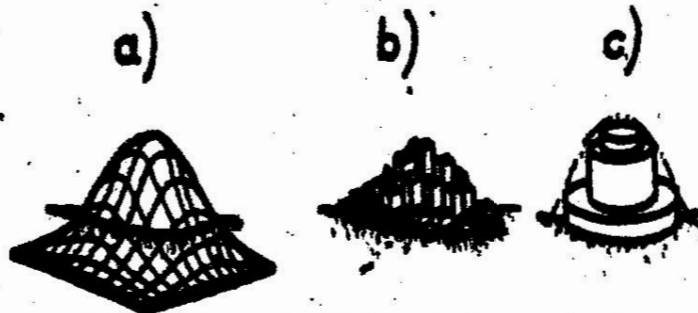
Adres: mgr inż. Zdzisław Pluta, Wyższa Szkoła Inżynierska,
Wydział Mechaniczny, ul. Raclawicka 15-17, 75-620
Koszalin.

Na podstawie obszernych badań topografii ziarn różnych materiałów ściernych [13] stwierdzono, że wierzchołki ziarn (rys.1a) można aproksymować szczyt kulistą (rys.1b) lub stożkiem ściętym zakończonym powierzchnią sferyczną (rys.1c) [2,3,7,10,14].



Rys.1. Przybliżenie wierzchołka pojedynczego ziarna (a) różnymi modelami: b) kulistym, c) stożkiem zakończonym powierzchnią sferyczną [13]

W pracy [13] zaproponowano również symulowanie makrogeometrii wierzchołków ziarn ściernych powierzchnią rozkładu normalnego (rys. 2a), określonym zbiorem prostopadłościennów (rys.2b) lub układem złożonym z wałców (rys. 2c .)



Rys.2. Makrogeometria wierzchołków ziarn w postaci: a) powierzchni rozkładu normalnego, b) zbioru prostopadłościennów, c) układu wałców [13].

Rozwinięty kontakt wierzchołków ziarn ściernych aproksymuje się również modelem w postaci paraboloidy obrotowej odpowiedniego stopnia [8,13]. Ten model będzie przedmiotem rozważań w niniejszej pracy.

W przyjętym układzie współrzędnych prostokątnych (rys.3) paraboloidę obrotową imitującą wierzchołek ziarna, a opisaną

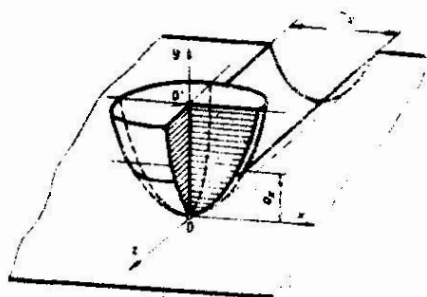
równaniem

$$x^2 + z^2 = \left(\frac{y}{c} \right)^{2m} \quad (1)$$

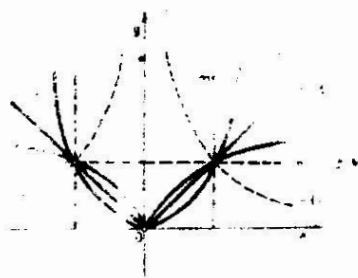
uzyskuje się przez obrót paraboli odpowiedniego stopnia o równaniu

$$y = c |x|^{1/m} \quad (2)$$

wokół osi y . Na rys. 4 przedstawiono graficzną interpretację krzywych w przekroju osiowym paraboloidy obrotowej płaszczyzną Oxy , dla wykładników potęgowych m o wartościach ściśle określonych lub zawartych w różnych przedziałach.



Rys. 3. Model ostrza skrawającego w postaci paraboloidy obrotowej



Rys. 4. Geometryczna interpretacja paraboli pewnego stopnia dla różnych wykładników m

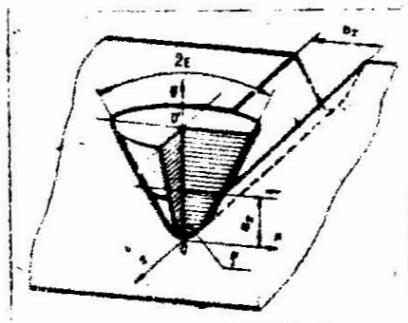
Analityczne postacie funkcji opisujących te krzywe oraz odpowiadające im wartości wykładników, a także zakresy ich zmienności przedstawia tablica 1.

Tablica 1. Zestawienie analitycznych postaci funkcji potęgowej dla różnych wykładników

x	m	$y = f(x)$
1	$-\infty$	$y = C$
2	$(-\infty, -1)$	$y = C x ^{-m}$
3	-1	$y = C x ^{-1}$
4	$(-1, 0)$	$y = C x ^{-m}$
5	0	$y = \infty$
6	$(0, 1)$	$y = C x ^m$
7	1	$y = C x ^m$
8	$(1, +\infty)$	$y = C x ^m$
9	$+\infty$	$y = C$

Rzeczywiste kształty wierzchozków skrawających można aproksymować bryłami obrotowymi utworzonymi przez obrót krzywych oznaczonych linią ciągłą (rys. 4), których wykładniki potęgowe zawierają się w przedziale $(0 + \infty)$. Pozostałe krzywe oznaczone liniami przerywanymi wykazują znaczne odstępstwa od rzeczywistych zarysów wierzchozków ziarn stosowanych w obróbce ściernej.

Ogólnie przyjęty model ostrza skrawającego w postaci stożka ściętego zakończonego powierzchnią sferyczną, charakteryzuje kąt wierzchołkowy 2ϵ oraz promień wierzchołka ρ (rys.5). Dla ustalenia geometrii wierzchołka skrawającego za pomocą tych parametrów niezbędna jest informacja dotycząca głębokości śladu skrawania.



Rys. 5 Modelowe ostrze w postaci stożka zakończonego powierzchnią kulistą

Zagłębienie ziarna w materiał obrabiany może bowiem zawierać się w granicach promienia wierzchołkowego, a niekiedy przyjmuje wartości znacznie większe, obejmujące również powierzchnię stożka ściętego.

3. Interpretacja współczynnika kształtu ostrza skrawającego

Istotne znaczenie, szczególnie dla oceny przebiegu skrawania pojedynczym ostrzem ma również dokładna, ilościowa informacja o jego kształcie. O ile zagadnienie dotyczące klasyfikacji kształtów ziarn ściernych zostało dość szczegółowo opracowane [5,9, 16,17], to problem ten w odniesieniu do wierzchołków skrawających nie jest jeszcze dostatecznie rozwiązany. Przedstawione niejednokrotnie w literaturze równania opisujące geometryczne i energetyczne wielkości procesu skrawania ściernego ujmują współczynnik określany najczęściej, jako stała zależna od założonego kształtu ostrza. Taki współczynnik występuje na przykład w zależnościach empirycznych ujmujących wpływ zagłębienia ostrza a_z na składową odporową siły skrawania [6]

$$P_y = k_s \cdot k_1 \cdot a_z^2 \quad ; \quad P_y = C_1 \cdot k_1^{m_1} \cdot a_z^{2m_1} \quad (3)$$

Występuje on również w zależności między przekrojem poprzecznym F_z warstwy skrawanej pojedynczym ostrzem, a wartością jego zagłębienia a_z

$$F_z = k_1 a_z^2 \quad (4)$$

Stała k_1 wyznaczona z równania (4) przyjmuje dla tego samego kształtu ostrza różne wartości, zależnie od zagłębienia ostrza a_z . Stąd można je nazwać pozornym współczynnikiem kształtu.

Stosownie do przedstawionych rozważań podjęto próbę jednoznacznego określenia współczynnika kształtu. Przeprowadzono również analizę możliwości jego praktycznego zastosowania oraz dokonania klasyfikacji kształtowej licznego zbioru wierzchołków ziarn ściernych, charakteryzujących się znacznym zróżnicowaniem ich kształtów. Zarys ostrza skrawającego w określonym przekroju osiowym można określić współczynnikiem będącym miarą odstępstwa rzeczywistego lub modelowego zarysu wierzchołka od prostokąta opisanego na tym zarysie. Współczynnik kształtu k_0 opisany jest zależnością

$$0 < k_0 = \frac{F_z}{a_z \cdot b_z} \leq 1 \quad (5)$$

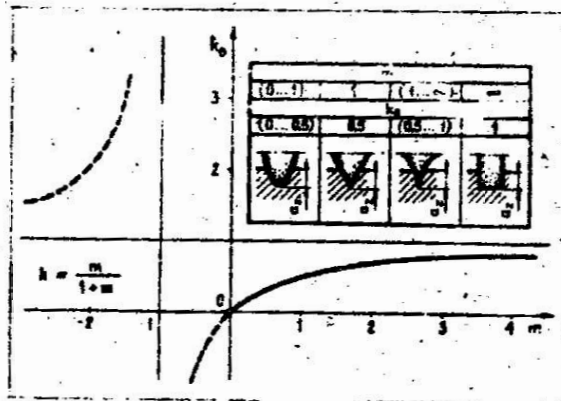
w której przez F_z oznaczono pole przekroju osiowego wierzchołka skrawającego, zaś a_z , b_z oznaczają wymiary prostokąta opisanego na zarysie ostrza ziarna ściernego. F_z odpowiada w przybliżeniu przekrojowi poprzecznemu śladu skrawania, a_z stanowi rzeczywistą głębokość skrawania, a b_z jest szerokością śladu utworzonego w materiale obrabianym. Podstawiając do równania (5) poszczególne wielkości opisujące zarys przekroju poprzecznego śladu skrawania ostrzem modelowanym paraboloidą obrotową

$$F_z = \frac{2 a_z^{1+m}}{(1+m) c^m} ; \quad a_z ; \quad b_z = 2 \left(\frac{a_z}{c} \right)^m \quad (6)$$

uzyskano analityczną interpretację współczynnika kształtu preferowanego modelu ostrza w formie wzoru o następującej postaci

$$k_o = \frac{m}{1+m} \quad (7)$$

Wzór (7) jest typową, analityczną zależnością, określoną dla zmiennych niezależnych $m \neq -1$. Współczynnik kształtu k_o przyjmuje wartości z przedziału $0 < k_o \leq 1$, dla wykładników m zmiennych w zakresie $(0 \dots +\infty)$. Na rys. 6. przedstawiono wykres zależności (7) oznaczony linią ciągłą dla $m > 0$, zaś linią przerywaną dla pozostałych wartości zmiennych m z przedziałów $(-1 \dots 0)$, $(-\infty \dots -1)$.



Rys.6. Przebieg zmienności współczynnika kształtu paraboloidalnego modelu wierzchołka ziarna.

Przedstawiono również profile wierzchołków odpowiadające wykładnikom o wartościach ściśle określonych oraz zawartych w odpowiednich przedziałach. Współczynnikiem k_0 zawartym w przedziale (0... 0,5) można aproksymować rzeczywiste wierzchołki najliczniejszej grupy ziarn spośród stosowanych do wytwarzania narzędzi ściernych. Kąty wierzchołkowe tej grupy ziarn zawierają się w granicach $40^\circ \dots 150^\circ$, przy czym wyraźnie przeważają kąty rozwarte, które stanowią 70...75% wszystkich kątów [16].

Dla określonego zarysu wierzchołka ostrza współczynnik k_0 przyjmuje stałą wartość, niezależną od rzeczywistej głębokości śladu skrawania. Takiej cechy nie posiada zaś wcześniej zdefiniowany względny współczynnik kształtu k_1 . Między tymi współczynnikami występują w konsekwencji także różnice ilościowe. Zależność między rzeczywistym i pozornym współczynnikiem kształtu wynikająca z porównania wzorów (4) i (5) ze względu na pole przekroju poprzecznego śladu obróbki

$$F_z = k_1 \cdot a_z^2 = k_0 \cdot b_z \cdot a_z = k_0 \cdot q \cdot a_z^2 \quad (8)$$

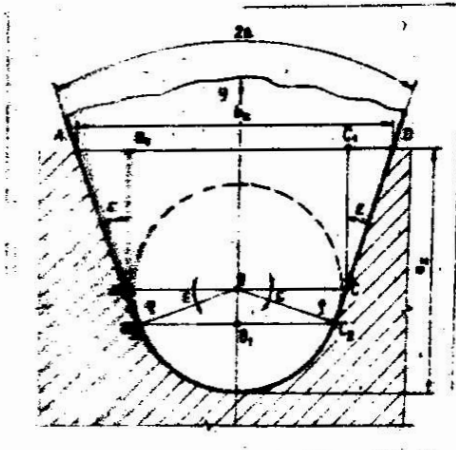
ma następującą postać

$$k_1 = k_0 \cdot q \quad (9)$$

gdzie przez q oznaczono stosunek szerokości śladu skrawania b_z do jego głębokości a_z w określonym przekroju.

4. Współczynniki kształtu stosowanych modeli wierzchołków ziarn ściernych

Dla przyjmowanych, często tradycyjnie, przez wiele badaczy złożonych modeli ostrzy ziarn ściernych charakteryzowanych kątem wierzchołkowym 2α i promieniem wierzchołka ρ , współczynnik kształtu k_0 jest opisany zależnością o skomplikowanej i uwikłanej matematycznie postaci. Wielkości niezbędne do obliczenia współczynnika kształtu takiego modelu według zależności (5) wyznaczono na podstawie schematu (rys. 7).



Rys. 7. Schemat do wyprowadzenia zależności opisującej współczynnik kształtu stożkowo-kulistego modelu ostrza zagłębionego w materiał obrabiany na wysokość powierzchni stożkowej

Ilustruje on zarys wierzchołka ziarna w położeniu symetrycznym względem przedmiotu obrabianego. Całkowite pole przekroju osiowego F_z stanowi sumę pól poszczególnych figur geometrycznych znajdujących się w obszarze zarysu ostrza: trójkątów $A B B_1$, $C B C_1$, $O B B_2$, $O C C_2$, prostokąta $B C C_1 B_1$ oraz wycinka kołowego $O B_2 C_2$. Pola tych figur określone są następującymi zależnościami

$$\begin{aligned}
 F_{ABB_1} &= F_{BCC_1} = 0,5 (a_z - g)^2 \operatorname{tg} \varepsilon ; \\
 F_{OBB_2} &= F_{OCC_2} = 0,5 g^2 \operatorname{tg} \varepsilon ; \\
 F_{BCC_1 B_1} &= \frac{2 g (a_z - g)}{\cos \varepsilon} ; \\
 F_{OB_2 C_2} &= \frac{\pi g^2 (90^\circ - \varepsilon)}{180^\circ}
 \end{aligned}
 \tag{10}$$

W wyniku sumowania wyrażeń algebraicznych (10) otrzymano wzór określający pole przekroju ostrza stożkowego zakończonego powierzchnią kulistą

$$F_z = \left[a_z - \varrho \left(1 - \frac{1}{\sin \varepsilon} \right) \right]^2 \operatorname{tg} \varepsilon - \varrho^2 \left(\operatorname{ctg} \varepsilon - \pi \frac{90^\circ - \varepsilon}{180^\circ} \right). \quad (11)$$

Szerokość warstwy skrawanej tym ostrzem wyrażona jest zależnością

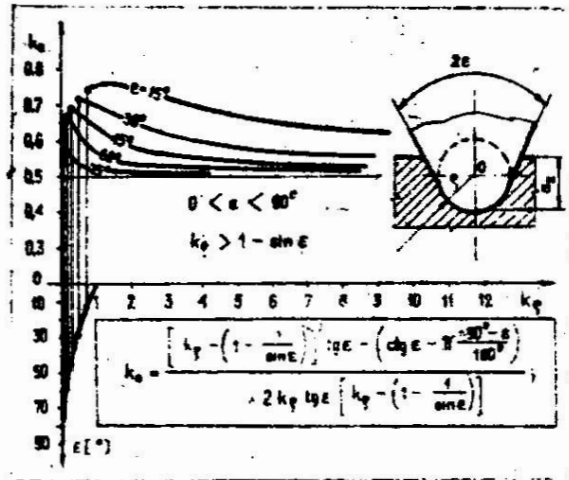
$$b_z = 2 \operatorname{tg} \varepsilon \left[a_z - \varrho \left(1 - \frac{1}{\sin \varepsilon} \right) \right]. \quad (12)$$

Podstawiając wyrażenia (11), (12) do definicyjnego wzoru (5) a następnie wykonując odpowiednie działania algebraiczne otrzymano

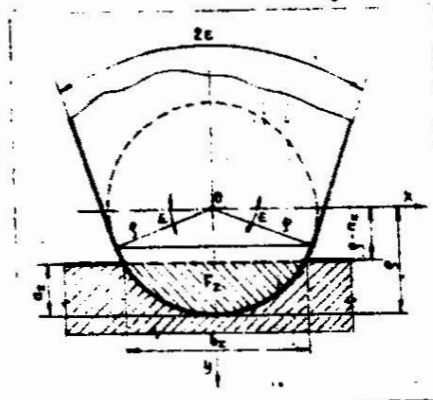
$$k_0 = \frac{\left[k_\varrho - \left(1 - \frac{1}{\sin \varepsilon} \right) \right]^2 \operatorname{tg} \varepsilon - \left(\operatorname{ctg} \varepsilon - \pi \frac{90^\circ - \varepsilon}{180^\circ} \right)}{2 k_\varrho \operatorname{tg} \varepsilon \left[k_\varrho \left(1 - \frac{1}{\sin \varepsilon} \right) \right]} \quad (13)$$

Wielkość k_ϱ oznacza stosunek zagłębienia ostrza a_z do promienia wierzchołka ϱ . Przedstawione równanie (13) może być zastosowane do wyznaczania współczynnika k_0 jedynie w przypadku, gdy między zmiennymi niezależnymi k_ϱ , ε zachodzi nierówność $k_\varrho > 1 - \sin \varepsilon$ t.j. wierzchołkowy 2ε odpowiadający zależności $k_0 = f(k_\varrho, \varepsilon)$ według (13) zawiera się w przedziale $(0 \dots 180^\circ)$.

Rys. 8 ilustruje przebieg zależności współczynnika kształtu k_0 od k_ϱ dla określonych kątów ε z przedziału $15^\circ \dots 75^\circ$. Zmienna k_ϱ zawarta jest w różnych przedziałach określonych nierównością $k_\varrho > 1 - \sin \varepsilon$. Analizowane zależności są hiperboliczne. Krzywe zdeżdżają asymptotycznie do stałej wartości równej 0,5. Nachylenie krzywych do asymptoty poziomej zmniejsza się wraz ze zmniejszeniem kąta wierzchołkowego. Jeśli zagłębienie modelowego wierzchołka ziarna $a_z \leq \varrho (1 - \sin \varepsilon)$ wówczas w materiale brabianym znajduje się tylko kulisty jego fragment. Wzrost przekroju wierzchołka odpowiadający przekrojowi warstwy skrawanej wyznaczono metodą całkowania zarysu opisanego równaniem okręgu według schematu (rys. 9).



Rys. 8. Przebieg zmienności współczynnika kształtu stożkowo-kulistego modelu ostrza wyznaczonego według schematu na rys. 7



Rys. 9. Schemat do wyprowadzenia zależności opisującej współczynnik kształtu stożkowo-kulistego modelu ostrza dla przypadku zagłębienia w materiał jego fragmentu kulistego

$$x^2 + (y - \varrho)^2 = \varrho^2 \quad (14)$$

w granicach $(\varrho - a_z) \dots \varrho$.

$$F_z = 2 \cdot \int_{\varrho - a_z}^{a_z} \sqrt{\varrho^2 - y^2} \cdot dy,$$

$$F_z = 0,5\pi \varrho^2 (\varrho - a_z) \sqrt{a_z (2\varrho - a_z)} + \varrho^2 \arcsin \frac{\varrho - a_z}{\varrho}. \quad (15)$$

Szerokość śladu skrawania kulistym wierzchołkiem jest opisana zależnością

$$b_z = 2 \cdot \sqrt{a_z (2\varepsilon - a_z)}, \quad (16)$$

Zaś współczynnik kształtu k_0 po uwzględnieniu wzorów (15), (16), we wzorze (5) przyjmuje następującą postać

$$k_0 = \frac{0,5\pi - (1 - k_g) \sqrt{k_g(2 - k_g)} - \arcsin(1 - k_g)}{2\sqrt{2 - k_g}} \quad (17)$$

przy czym współczynnik k_g ma analogiczną interpretację jak we wzorze (13).

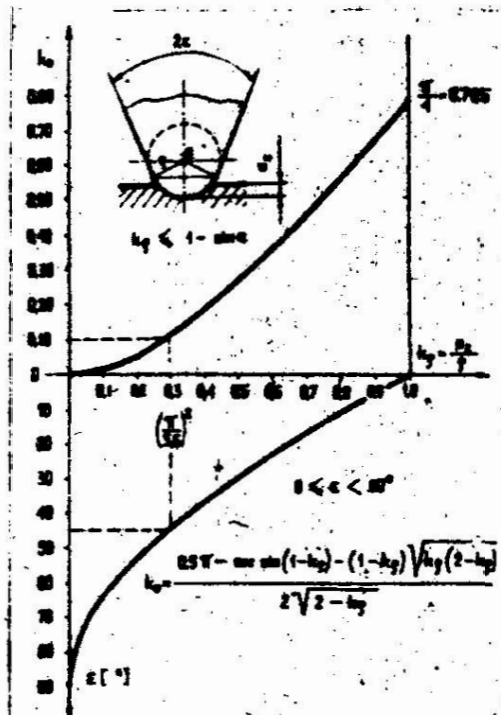
Na rys. 10 przedstawiono graficzną ilustrację zależności współczynnika kształtu k_0 od wielkości k_g . Dla kulistego kształtu ostrza współczynnik k powinien przyjmować wartości z przedziału $k_g \leq 1 - \sin \varepsilon$. Na podstawie przebiegu zależności $k_g = f(\varepsilon)$ można wyznaczyć przedziały, w których znajdują się wartości kątów ε i współczynników k_g warunkujących kulisty kształt wierzchołka skrawającego. Zależność $k_0 = f(k_g)$ w przedziale (0 ... 1) ma charakter monotoniczny.

Dla $k_g = 1$ współczynnik kształtu k_0 przyjmuje wartość równą 0,785.

Rozpatrzono również szczególne odmiany ostrza stożkowego zakończonego powierzchnią kulistą, wynikające głównie z określonych, granicznych wartości kąta wierzchołkowego 2ε . Charakterystyczną odmianę reprezentuje ostrze o kącie $\varepsilon = 90^\circ$ wynikającym z przyjęcia takiej wartości kąta, promieniu wierzchołka równym nieskończoności. Kształt wierzchołka odpowiadający w tym szczególnym przypadku prostokątowi, można pisać funkcję jednostkową $k_0 = \hat{H}(k_g)$ zdefiniowaną następująco

$$H(k_g) = \begin{cases} 1 & \text{dla } k_g > 0 \\ 0 & \text{dla } k_g \leq 0 \end{cases} \quad (18)$$

Ostrze o kształcie walca prostego, zakończonego powierzchnią kulistą stanowi następny szczególny przypadek określony dla kąta $\varepsilon = 0$ współczynnikiem $k_g > 1$. Współczynnik kształtu k_0 charakteryzujący takie ostrze opisany jest



Rys. 10. Zależność $k_0 = f(k_g)$ dla warunków zagłębienia ostrza według rys. 9

zależnością

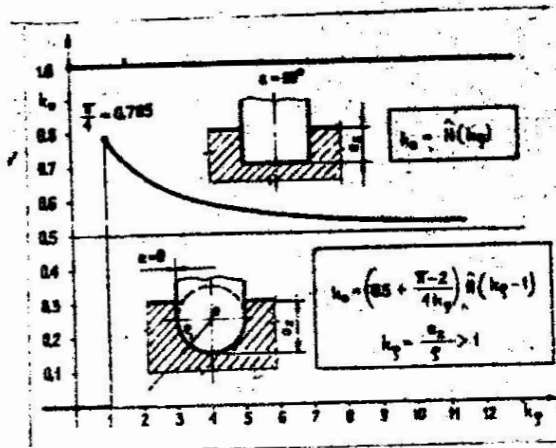
$$k_0 = \left(0,5 + \frac{\pi - 2}{4 k_g} \right) \hat{H} \cdot (k_g - 1), \quad (19)$$

przy czym

$$\hat{H}(k_g - 1) = \begin{cases} 1 & \text{dla } k_g > 1 \\ 0 & \text{dla } k_g \leq 1 \end{cases} \quad (20)$$

Przebieg zmienności współczynników k_0 opisujących kształty prezentowanych wierzchołków przedstawiono na rys. 11.

Współczynnik kształtu k_0 dla ostrza w postaci walca prostego posiada stałą wartość równą jedności w przedziale $k_g(0 \dots \infty)$. Dla ostrza modelowanego walcem prostym, zakończonym powierzchnią kulistą, współczynnik k_0 jest monotonicznie zmienny w zakresie $k_g > 1$. Krzywa obrazująca zależność $k_0 = f(k_g)$ dla takiego modelu ostrza ma kształt hiperboli zbliżającej asymptotycznie do stałej wartości $k_0 = 0,5$.



Rys. 11. Przebieg zależności $k_0 = f(k_0)$ dla modeli wierzchołków w postaci walca prostego oraz walca zakończonego powierzchnią kulistą

5. Podsumowanie

Przeprowadzone rozważania analityczne wykazały, że spośród prezentowanych modeli wierzchołków ekrawających najbardziej przydatny jest model w postaci paraboloidy obrotowej. Współczynnik kształtu k_0 tego modelu wierzchołka wyrażony jest bardzo prostą zależnością, w której zmienną niezależną jest tylko wykładnik potęgowy m funkcji opisującej profil ostrza w przekroju osiowym.

Ogólna postać takiego modelu ostrza umożliwia dokonanie ilościowej klasyfikacji kształtów wierzchołków ziarn stosowanych do wytwarzania narzędzi ściernych. Parametr liczbowy w postaci wykładnika potęgowego m może być w tym przypadku wyróżnikiem klasyfikacyjnym. Klasyfikację kształtów ostrzy można przeprowadzić również na podstawie przedziałów liczbowych zawierających ten parametr, a warunkujących określoną postać funkcji opisującej zarys wierzchołka.

Współczynniki kształtu wierzchołków ziarn ściernych opisane zależnościami, w których zmienną niezależną jest wskaźnik k_0 , mogą również posiadać interpretację fizykalną. Ta zmienna jest bowiem charakterystycznym wskaźnikiem przyjętym umownie do opisu udziału zjawisk fizycznych związanych

z mechanicznym oddziaływaniem ostrza na obrabiany materiał.

Stosownie do przedstawionych spostrzeżeń można określić na przykład graniczny współczynnik kształtu ostrza (rys. 10) odpowiadający wskaźnikowi k wyznaczonemu z nierówności [7].

$$k_g = \frac{a_z}{\phi} \left(\frac{\pi}{5,6} \right)^2 \quad (21)$$

przy którym zachodzi mikroskrawanie.

Współczynnik kształtu wierzchołka ziarna opisany zależnością $k_0 = f(k_g)$ z racji jego fizycznej interpretacji mógłby równocześnie charakteryzować własności skrawne ziarn ściernych.

Przedstawione rozważania mają swoje uzasadnienie również w świetle aktualnie występujących kierunków w przemyśle ściernym zmierzających do wytwarzania narzędzi zawierających ziarna o ściśle określonych parametrach geometrycznych.

Literatura

1. Adams H.T.: A statistical polyhedron model of abrasive grain. Transaction of the ASME, November 1963.
2. Borkowski J.T. Analiza oporów skrawania ziarnami ściernymi. Prace Naukowe IBM Wyższej Szkoły Inżynierskiej. Koszalin, nr 2, 1978, s. 5...32.
3. Buttery T.C., Hamed M.S.: Some factors affecting the efficiency of individual grits in simulated experiments. Wear, nr 2, 1977, s.231...245.
4. Eies N.S.: Fracture of abrasive grain in grinding. Trans. ASME, nr 3, 1967, s.463...469.
5. Marasymowicz J.: Analiza wpływu kształtu i wybranych cech stereometrycznych ziarn ściernych na wybrane wskaźniki technologiczne obróbki ścierniej. Referat wygłoszony na III Naukowej Szkole Obróbki Ściernej w Koszalinie we wrześniu 1979r.
6. Karpiński T., Kacalak W.: Warunki równowagi ostrzy skrawających w czasie pracy elastycznej ściernicy polerskiej. Zeszyty Naukowe Wyższej Szkoły Inżynierskiej w Koszalinie. Prace ITW nr 1, 1975, s.61...76.

7. Kragielski J.W.: Uber Verschleissberechnungen von sich reibenden Gliederverbindungen. Maschinenbautechnik nr 10, 1965, s. 549...554.
8. Levin R.V.: Vlijanie režimov abrazivnoj obrabotki na mikrogeometriju poverchnosti. Mašinostroenie nr 11. 1971, s. 153...160.
9. Li-Čan-Če: Ob opriedelenij geometrii abrazivnych zieren. Abrazivy, nr 31, 1961.
10. Lortz W.: A model of the cutting mechanism in grinding, Wear, vol 53, 1979.
11. Marciniak m.: Ocena rzeczywistych warunków mikroskrawania przy szlifowaniu. Materiały IV Konferencji Naukowo-Technicznej nt.: "Obróbka ścierna, Technologia". Łódź, maj 1981,
12. Maslov E.N.: Teoria šlifovanja materialov. Mašinostroenie Moskva, 1974.
13. Popov S.A., Malevskij N.P., Tereščenko L.M.: Almazno-abrazivnaja obrabotka matallov i tverdych splavov. Mašinostroenie, Moskwa 1977.
14. Prins J.F.: A study of single diamond particle interaction on alumina. Industrial Diamond Review, 1971, December, s. 497...503.
15. Tanaka Y., Ikawa N., Konishi M.: Contact stress of abrasive grain in grinding. Technol. Repts Osaka Univ. nr 20, 1970, s. 787...796.
16. Woźniak K.: Określenie kształtu ziarn ściernych. Szkło i Ceramika, nr 8...9, 1975, s.244...248.
17. Woźniak K.: Określenie możliwości klasyfikacji kształtowej ziarna ściernego. Szkło i Ceramika, nr 5, 1977, s 124...128
18. Żebrowski H., Mazurkiewicz M.: Obróbka ścierna z punktu widzenia pracy narzędzia. Mechenik, nr 12, 1966, s.658,662.

Streszczenie

W artykule przedstawionym analitycznie rozważania dotyczące stereometrii wierzchołków skrawających ziarn ściernych. Przyjęto uogólniony model kształtu ostrza skrawającego w postaci paraboloidy obrotowej pewnego stopnia. Następnie sformułowano definicję współczynnika kształtu w odniesieniu do wierzchołka ziarna.

Wprowadzono zależności opisujące współczynniki kształtu preferowanego modelu oraz innych najczęściej stosowanych modeli. Na podstawie tych zależności wykazano większą przydatność paraboloidalnych wierzchołków w porównaniu z innymi modelami. Wykazano również na zależność jaka występuje między kształtem wierzchołka skrawającego oraz jego własnościami skrawnymi.

Stereometry of cutting tips of individual abrasive grains

The paper comprises analytical considerations concerning with stereometry of cutting tips of abrasive grains. A generalized model of the shape of cutting point in the form of a rotary paraboloid of some degree was assumed. Then a definition of the shape coefficient with reference to the grain tip was formulated. Dependences describing the shape coefficient of the preferred model and other often used models were derived. Based on these dependences, a greater usefulness of paraboloid tips compared with other models was indicated. It is also showed that the dependence exists between the shape of cutting tip and its cutting properties.

Стереометрия режущих вершин единичных абразивных зерен

В статье представлены аналитические рассуждения, касающиеся стереометрии вершин режущих абразивных зерен. Принята обобщенная модель формы режущего лезвия в виде вращательного параболоида некоторой степени. Далее дано определение коэффициента формы вершины зерна. Выведены зависимости, описывающие коэффициенты формы предпочитаемой модели и других часто применяемых моделей. На основании этих зависимостей показана наибольшая пригодность параболических вершин по сравнению с другими моделями. Указана также зависимость между формой режущей вершины и ее режущими свойствами.

WYBRANE PROBLEMY OPTIMALIZACJI OBRÓBKI ŚCIERNEJ
W WARUNKACH RZECZYWISTYCH

Wojciech Kacalak

1. Warunki prowadzenia optymalizacji

Współczesny poziom rozwiązywania zadań optymalizacji charakteryzuje się dążeniem do możliwie najlepszego opisu rzeczywistego obiektu, z uwzględnieniem niedokładności otrzymanego rozwiązania oraz przyczyn tej niedokładności. Określony stopień niepewności i niewiedzy, towarzyszący wszystkim zagadnieniom produkcyjnym, jest w prezentowanym tu ujęciu czynnikiem, którego pominięcie oddalałoby teorię i wykorzystywane w niej modele od rzeczywistych sytuacji i zastosowań praktycznych.

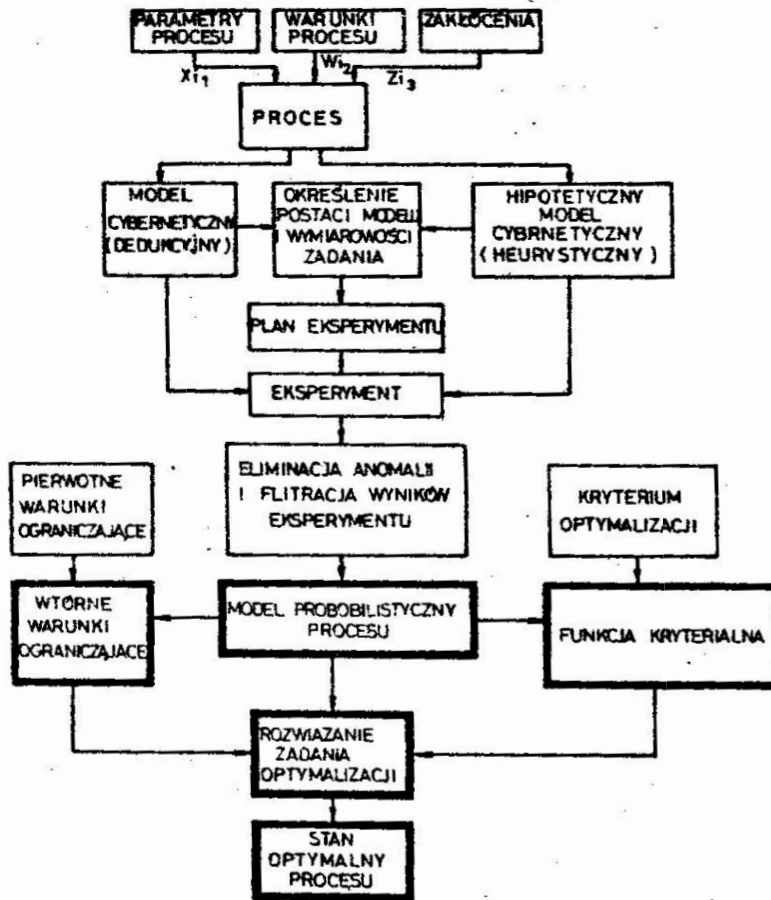
Typową cechą optymalizacji obróbki ściernej jest duży stopień losowości tych procesów oraz zmienności towarzyszących im zjawisk, co jest powodowane dużą liczbą przyczyn kumulujących się w różnorodny sposób, wśród których dominujące znaczenie ma zmienność własności eksploatacyjnych narzędzia ściernego. Niedeterministyczność sytuacji jest ponadto, choć w mniejszym stopniu, skutkiem niedoskonałości wydobywania i przetworzenia informacji o procesie podlegającym optymalizacji, a także wynikiem ograniczonej, zwykle nawet dość małej liczby danych. Z tego też względu nie jest możliwy pełny opis badanej, bieżącej realizacji, a tym bardziej opis tych realizacji, które mają dopiero nastąpić. Losowego charakteru i niepewności informacji o badanych procesie nie można jednak pominąć bowiem ich uwzględnienie sprzyja lepszemu przybliżeniu rzeczywistości.

Adres:- doc.dr hab.inż. W. Kacalak, Wyższe Szkoła Inżynierska
Wydział Mechaniczny, ul. Racławicka 15-17
75-620 Koszalin.

Pierwszym etapem rozwiązywania problemów optymalizacji powinna być weryfikacja opisu procesu wraz z określeniem stopnia niepewności w przewidywaniu jego przebiegu. W zależności od posiadanych informacji o operacji lub procesie obróbki, którego optymalizację mamy przeprowadzić, można wyróżnić następujące przypadki charakterystyczne:

- 1^o znane jest jedynie kryterium optymalizacji natomiast nie są znane: model procesu deterministyczny bądź probabilistyczny, warunki ograniczające i ewentualne powiązania między czynnikami programowymi,
- 2^o znany jest model procesu i znana jest funkcja celu, lecz nie są znane warunki ograniczające zakres zmienności i obszar parametrów procesu ani też zakres zmienności wielkości wyjściowych,
- 3^o znane są warunki ograniczające i kryterium optymalizacji natomiast nie jest znany model procesu,
- 4^o znany jest model procesu, warunki ograniczające i funkcja celu.

Procedura badań optymalizacyjnych zależy od zakresu wiedzy o procesie oraz tego czy dokonuje się optymalizacji z modelem, czy też eksperymentalnego wyznaczenia ekstremum funkcji celu. Zasadnicza różnica między grupami metod odpowiadającymi tym sytuacjom polega na tym, że w przypadku eksperymentalnego określania ekstremum nie jest znana funkcja, której ekstremum jest poszukiwane. Ogólną procedurę optymalizacji z modelem przedstawiono na rys. 1. Wybór metody rozwiązania zadania optymalizacji, a więc metody poszukiwania ekstremalizującej wartości funkcji celu zależy od przyjętej procedury badań optymalizacyjnych (poszukiwanie ekstremum z modelem lub bez modelu), od możliwych do przyjęcia założeń o własnościach rzeczywistej, nieznannej funkcji celu i obszaru parametrów dopuszczalnych, warunków prowadzenia eksperymentów, a także od zamierzonego wykorzystania wyników eksperymentu.



Rys. 1. Procedura optymalizacji z wykorzystaniem modelu procesu.

2. Charakterystyka typowych metod rozwiązywania zadań optymalizacji i ich zastosowanie

Literatura dotycząca metod wyznaczania miejsca ekstremum funkcji celu jest bardzo obszerna. W rozwiązywaniu omawianych dalej zagadnień szczególnie przydatne mogą być prace [1,...11]. Przed omówieniem problemów optymalizacji w warunkach niedeterministycznych wskazane jest krótkie omówienie zastosowań różnych metod optymalizacji.

W zależności od przeznaczenia, metody te można pogrupować następująco: metody rozwiązywania zadań optymalizacji liniowej, metody znajdowania ekstremum funkcji bez warunków ograniczających, metody wyznaczania ekstremum przy warunkach ograniczających, metody optymalizacji wieloetapowej i metody optymalizacji wielopoziomowej.

Podstawową metodą rozwiązywania zadań optymalizacji liniowej jest metoda sympleksowa oraz jej modyfikacje mające na celu zwiększenie efektywności obliczeń. Metodę ta polega na poszukiwaniu rozwiązania jedynie w zbiorze tych punktów wierzchołkowych obszaru dopuszczalnego, w których funkcja celu osiąga wartości korzystniejsze w stosunku do wartości w przyjętym punkcie bazowym.

Większą efektywność obliczeniową uzyskuje się przez zastosowanie metody mnożników sympleksowych, która zapewnia zmniejszenie liczby operacji arytmetycznych.

Rozwiązywanie metod optymalizacji liniowej w przypadku ziarnistego zbioru punktów dopuszczalnych wymaga zastosowania innych metod. Podstawowymi wśród nich są metody: płaszczyzn odcinających, podziałów i ograniczeń, pseudoboolowska i heurystyczna. Metoda płaszczyzn odcinających polega na wyznaczeniu wtórnej granicy obszaru dopuszczalnego, którego wierzchołki pokrywają się z granicznymi punktami dopuszczalnymi, a następnie na zastosowaniu metody sympleksowej. Jest to w wielu wypadkach metoda mało efektywna. Inną jest metoda podziałów i ograniczeń przeznaczona przede wszystkim do zadań typu kombinatorycznego. Do rozwiązywania zadań optymalizacji na zbiorach ziarnistych próbuje się stosować również metody błędzenia przypadkowego oraz metody przybliżeń heurystycznych.

Iteracyjne metody wyznaczania ekstremum funkcji bez warunków ograniczających oparte są na znanych metodach poszukiwania punktu zerowego funkcji w kolejnych przybliżeniach. Wspólną cechą tych metod jest to, że zbliżenie do punktu ekstremum funkcji następuje w kolejnych krokach wzdłuż odpowiednio wyznaczonych kierunków, zwanych kierunkami poszukiwań. Wśród tych metod najbardziej popularnymi w przypadku funkcji jednej zmiennej są: algorytm Newtona, algorytm skończonego przyrostu, algorytm poszukiwania dwudzielnego, algorytm złotego podziału, algorytm Kiefersa.

metodach znajdowania punktu ekstremum funkcji wielu zmiennych każdym z kolejnych kroków wyznacza się kierunek poszukiwania ekstremum, a następnie wartość ekstremalną w tym kierunku. Liczba tych metod jest efektem poszukiwań algorytmów zapewniających szybką zbieżność. Szybkość ta zależy przede wszystkim od postaci funkcji celu. Różnym klasom tych funkcji można przyporządkować najefektywniejsze algorytmy.

W przypadku poszukiwania ekstremum funkcji celu, zależnej od wielu parametrów obróbki, stosowanie zdeterminowanych algorytmów prowadzi do trudności obliczeniowych. W przypadkach, gdzie szukanie ekstremum jest wtedy efektywniejsze, używają do tego algorytmy randomizowane. Mamy tu zatem do czynienia z losową metodą rozwiązywania zadań deterministycznych.

Zadania optymalizacji obróbki ściernej są na ogół zadaniami nieliniowymi. Zazwyczaj bowiem funkcja celu i warunki ograniczające są nieliniowe a obciążenie optymalizacji na tyle duże, że nie można przeprowadzić linearyzacji. Wśród metod optymalizacji przydatnych w tym przypadku można wymienić metody funkcji krytycznej, metody kierunków poprawy oraz metody hiperpłaszczyzny ograniczającej. Te ostatnie polegają na sprawdzeniu optymalizacji liniowej do rozwiązywania ciągu prostszych pomocniczych zadań optymalizacji liniowej.

Wyznaczanie ekstremum funkcji celu w warunkach niedeterministycznych

Wszystkie praktyczne zadania optymalizacji operacji obróbki ściernej charakteryzują się tym, że nie jest znana rzeczywista postać funkcji celu, a jedynie ograniczona liczba jej wartości obciążonych błędami przypadkowymi. Możliwe są w tej sytuacji dwie różne procedury optymalizacji. Pierwsza polega na doprowadzeniu problemu do rozwiązywania deterministycznego zadania optymalizacji przez wyznaczenie ekstremum modelu przybliżającego nieznaną funkcję celu. Najwygodniej jest wtedy na początku wyznaczyć prosty choć mało dokładny model, następnie zwiększyć dokładność przybliżenia nawet przez zmianę postaci modelu, na ogół do nieliniowej, w obszarze prawdopodobnego ekstremum.

Następnie można zastosować jedną z wcześniej omówionych metod.

W niniejszej pracy szczególną uwagę zwrócono na drugą procedurę optymalizacji, w której położenie ekstremum funkcji celu wyznacza się na podstawie jej wartości z uwzględnieniem faktu, że są one obciążone błędami wywołanymi wpływem różnorodnych zakłóceń. Takie ujęcie omawianego problemu jest uzasadnione niewątpliwą przydatnością praktyczną, gdyż przedstawione poniżej metody opierają się na prostych algorytmach iteracyjnych.

Ich realizacja uwzględnia wpływ czynników zakłócających i nie wymaga dużej liczby działań w poszczególnych krokach.

Niech funkcją celu będzie jedna z dowolnych wielkości wyjściowych procesu obróbki, której postaci f^* nie znamy

$$I_1 = f^*(x, w_{i_2}, z_{i_3}) \quad (1)$$

gdzie: x jest wielkością sterowaną, w_{i_2} oznaczają znane wielkości mierzalne lecz niesterowane, a przez z_{i_3} oznaczono czynniki zakłócające. Po operacji uśredniania statystycznego otrzymuje się wtórną funkcję celu $I_2 = \hat{f}(x)$

$$I_2 = E [f^*(x, w_{i_2}, z_{i_3})] = \hat{f}(x) \quad (2)$$

Jeżeli funkcja $\hat{f}(x)$ jest różniczkowalna i wypukła, to znajdowanie jej ekstremum sprowadza się do znalezienia punktu zerowego x^0 jej pochodnej. W sytuacji, gdy dysponuje się wartościami pochodnej pierwotnej funkcji celu $(f^*)'$ można dla wyznaczenia miejsca ekstremum zastosować algorytm obserwacji pochodnej.

W badaniach optymalizacyjnych obróbki ścierniej zazwyczaj dysponuje się jedynie zbiorem wartości pierwotnej funkcji kryterialnej $\{f^*(x)\}$. Wartości te zależą od nieokreślonej liczby czynników losowych. Wskazane jest wtedy zastosowanie algorytmu obserwacji skończonego przyrostu, zwanego algorytmem aproksymacji stochastycznej Kiefera-Wolfowitza.

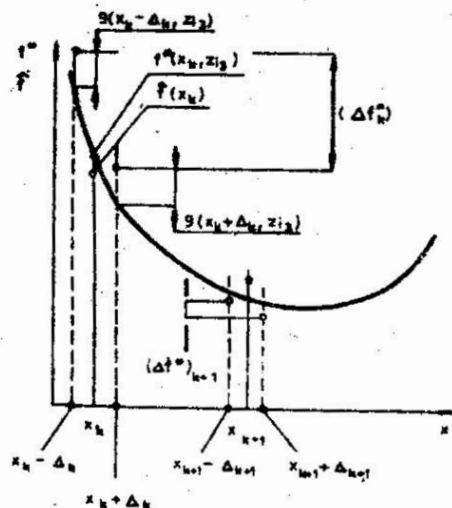
Na ogół można przyjąć, że wyniki badań, jakimi dysponujemy są realizacją zmiennej losowej f^* , która jest sumą wartości wtórnej funkcji kryterialnej \hat{f} w danym punkcie x_j i składowej losowej $g(x_j, z_{i_3})$ w ustalonych warunkach

procesu, czyli

$$f^*(x_j, w_{i_2}, z_{i_3}) = \left[\hat{f}(x_j) + g(x_j, z_{i_3}) \right] \cdot w_{i_2} \quad (3)$$

Jeżeli wyniki eksperymentu nie są obciążone błędem systematycznym pomiarów, to spełniony jest warunek właściwego rozdzielenia sumy $\hat{f}(x_j) + g(x_j, z_{i_3})$ na składniki, co decyduje o dokładności rozwiązania.

Sposób wyznaczania ekstremum funkcji celu zilustrowano na rysunku 2.



Rys. 2. Ilustracja procedury optymalizacyjnej

Postępowanie optymalizacyjne rozpoczynamy od wyboru dowolnego punktu początkowego x_0 . Następnie dobiera się dodatni przyrost argumentu Δ_0 . W punktach $x_0 - \Delta_0$ i $x_0 + \Delta_0$ dokonujemy pomiaru wartości funkcji celu $f^*(x_0 - \Delta_0, z_{i_3})$ i $f^*(x_0 + \Delta_0, z_{i_3})$.

Kolejny punkt x_1 będący kolejnym krokiem wyznaczamy według zależności

$$x_1 = x_0 + \frac{\Delta_0}{2\Delta_0} \left[f^*(x_0 - \Delta_0, z_{i_3}) - f^*(x_0 + \Delta_0, z_{i_3}) \right] \quad (4)$$

gdzie: α_0 jest dodatnim współczynnikiem, którego dobór zostanie dalej omówiony.

W drugim kroku otrzymuje się

$$x_2 = x_1 + \frac{\alpha_1}{2\Delta_1} [f^{\#}(x_1 - \Delta_1, z_{13}) - f^{\#}(x_1 + \Delta_1, z_{13})] \quad (5)$$

i dalej

$$x_{k+1} = x_k + \frac{\alpha_k}{2\Delta_k} [f^{\#}(x_k - \Delta_k, z_{13}) - f^{\#}(x_k + \Delta_k, z_{13})] \quad (6)$$

Oznacza to, że kolejnymi punktami pomiarów będą odpowiednio:

$$x_0 - \Delta_0, x_0 + \Delta_0, x_1 - \Delta_1, x_1 + \Delta_1, \dots, x_k - \Delta_k, x_k + \Delta_k,$$

$$x_{k+1} - \Delta_{k+1}, x_{k+1} + \Delta_{k+1}, \dots$$

Ciąg punktów $x_1, x_2, \dots, x_k, \dots$ według omawianej procedury jest realizacją ciągu zmiennych losowych, gdyż zależy od wartości funkcji $f^{\#}$.

Kolejne wyrazy tego ciągu zależą ponadto od dwóch ciągów

o wyrazach: $\alpha_0, \alpha_1, \dots, \alpha_k, \dots$ i $\Delta_0, \Delta_1, \dots, \Delta_k, \dots$

Warunki, których spełnienie gwarantuje zbieżność ciągu zmiennych losowych x_1, x_2, \dots do punktu ekstremum x^0 są następujące:

$$\lim_{k \rightarrow \infty} \alpha_k = 0,$$

$$\lim_{k \rightarrow \infty} \Delta_k = 0$$

Spełnienie warunku

$$\sum_{k=0}^{\infty} \left(\frac{\alpha_k}{\Delta_k} \right)^2 < +\infty$$

zapewnia, że wpływ składników losowych na długość kolejnych kroków jest coraz mniejszy.

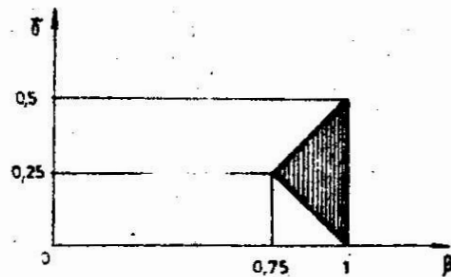
Przyjmując postać współczynników $\alpha_k = k^{-\beta}$, $\Delta_k = k^{-\gamma}$

$k = 0, 1, 2, \dots$, otrzymuje się następujące warunki zapewniające zbieżność ciągu x_1, x_2, \dots do x^0 :

$$0 < \beta \leq 1$$

$$2(\beta - \gamma) > 1$$

$$(\beta + \gamma) > 1 \quad (\text{rys. 3}) \quad [8].$$



Rys. 3. Obszar dopuszczalnych wartości β

W wypadku funkcji celu zależnej od wielu wielkości sterowanych parametrów obróbki zamiast przyrostu

$$f_k = f(x_k - k, z_{13}) - f(x_k + k, z_{13})$$

we wzorze 6 podstawia się wektor f_k , którego składowa są wynikami obserwacji w punkcie x, x, \dots, k przyrostów funkcji $f(x_1, z_{13})$ dla poszczególnych jej argumentów x, x, \dots , czyli

$$f_0 = f(i_0 - 0, i_0 - 0, \dots, z_{13}) + \\ - f(i_0 + 0, i_0 + 0, \dots, z_{13})$$

$$f_1 = f(i_1 - 1, i_1 - 1, \dots, z_{13}) + \\ - f(i_1 + 1, i_1 + 1, \dots, z_{13})$$

$$f_k = f(i_k - k, i_k - k, \dots, z_{13}) + \\ - f(i_k + k, i_k + k, \dots, z_{13})$$

Dla wyznaczenia wektora $(\Delta f^m)_k$ trzeba, jak to wynika z powyższych wzorów, w każdym kroku wykonać $2 \cdot i_1$ obserwacji w punktach: $i'_k - \Delta'_0, i'_k + \Delta'_0, i''_k - \Delta''_0, i''_k + \Delta''_0, \dots$, co przy większej liczbie zmiennych jest bardzo poważnym utrudnieniem.

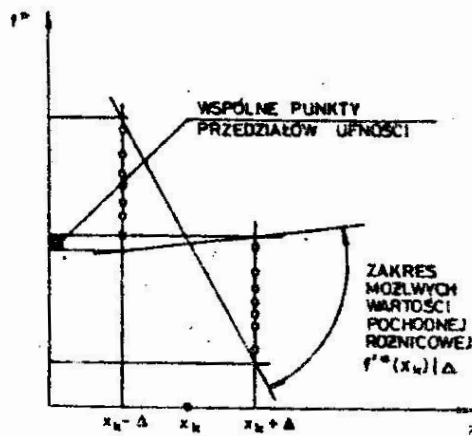
4. Typowe utrudnienia w rozwiązywaniu niedeterministycznych zadań optymalizacji

Wyniki eksperymentu, w którym wyznaczamy wartości pierwotnej funkcji celu są realizacją zmiennej losowej. Porównywanie dwóch wartości losowych funkcji celu odpowiadających różnym wartościom parametrów procesu daje jedynie informację o tym, dla której wartości parametru funkcja celu osiągnęła korzystniejszą wartość. Nie oznacza to jednak, że w powtórzonym eksperymencie wynik będzie taki sam. Konieczne jest zatem n-krotne powtarzanie pomiarów dla każdej wartości wielkości sterowanej. Liczba wymaganych powtórzeń zależy od zamierzonej dokładności rozwiązania oraz stopnia losowości procesu. Miarą stopnia losowości może być wartość stosunku odchylenia standardowego do wartości oczekiwanej badanej wielkości - w tym wypadku funkcji celu.

Operując estymatorem przedziałowym wartości oczekiwanej funkcji celu, określamy przedział, w którym z przyjętym prawdopodobieństwem P_k mieści się prawdziwa wartość funkcji $f^m(x_k)$ i odpowiednio P_{k+1} dla $f^m(x_{k+1})$ (rys.4). W przykładzie zilustrowanym na rysunku 4 przedział możliwych wartości $[f^m(x_k)]$, wyznaczony z prawdopodobieństwem P_k P_{k+1} , obejmuje zero, a zatem nie jest możliwe stwierdzenie z tym prawdopodobieństwem jaki jest znak prawdziwej wartości pochodnej. Gdyby rzuty przedziałów ufności na oś f^m były rozłączne, wtedy znak różnicy skończonej (przybliżającej pochodną) i przedział możliwych wartości można oszacować z prawdopodobieństwem P_k P_{k+1} .

Z analizy powyższych problemów wynika, że planując eksperyment należy przyjąć jednakowe poziomy ufności w parach sąsiednich doświadczeń, jednakowe liczebności prób

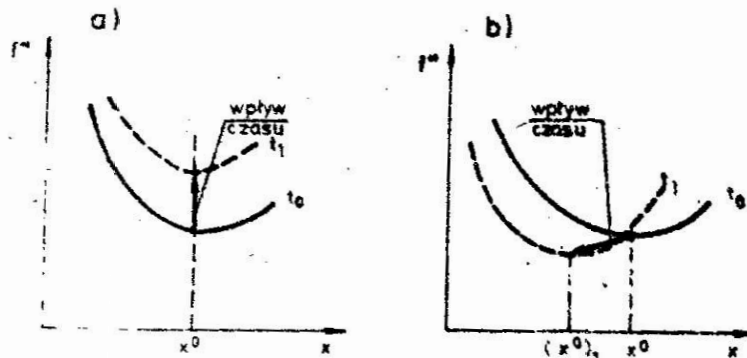
w punktach x_k i x_{k+1} oraz przyjmować w początkowej fazie eksperymentu optymalizacyjnego duże wartości Δ i niski poziom ufności, a następnie w miarę zbliżania się do punktu optymalnego zmniejszać Δ i zwiększać poziom ufności.



Rys. 4. Możliwe wartości pochodnej różnicowej w wypadku niepustej części wspólnej przedziałów ufności.

W dotychczasowych rozważaniach przyjęto, że podczas trwania eksperymentu poszukiwania optymalnych parametrów obróbki - ścierniej warunki procesu pozostają niezmiennie. Zakładano również, że warunki te pozostaną niezmiennie w kolejnych realizacjach procesu.

W operacjach obróbki ścierniej trzeba się liczyć z dość szybko następującymi zmianami własności układu technologicznego, a w szczególności zmianami własności eksploatacyjnych ściernicy. W warunkach ograniczonego samoostrzenia w okresie trwałości ściernicy zmiany te są znaczne. W większości wypadków nie można się spodziewać, że systematyczne wpływy czynników niesterowalnych ograniczają się do monotonicznego wzrostu lub zmniejszenia wartości funkcji celu (rys. 5a). Wtedy wartości optymalne parametrów pozostałyby niezmiennie. Najczęściej jednak z upływem czasu następuje zmiana wartości funkcji celu, której towarzyszy przesunięcie ekstremum (rys. 5b).



Rys. 5. Ilustracja wpływu zmiany warunków z wpływem czasu realizacji procesu nie wywołujących zmiany własności funkcji celu na rozwiązanie zadania optymalizacji

Jeśli przy tym nie następuje zmiana własności funkcji celu, np. występowanie ekstremów lokalnych lub zmiana warunków ograniczających, to utrudnienie zadania optymalizacji nie jest znaczne.

W zadaniach optymalizacji operacji obróbki ściernej możemy spodziewać się szybkiej zmiany warunków realizacji procesu. W celu wyznaczenia możliwie dokładnego rozwiązania należy w krótkim okresie czasu, w możliwie prosty sposób wstępnie określić obszar obejmujący aktualną lecz nieznaną wartość x^0 .

Następnie można prowadzić eksperyment polegający na aktualizowaniu wyników. Potrzebny jest w tym wypadku kompromis między szybkością a dokładnością wyznaczenia rozwiązania optymalnego.

5. Analiza wrażliwości rozwiązania na zmiany warunków realizacji procesu

Problemy związane z formułowaniem zadania optymalizacji, wynikające z: niepełnego opisu procesu oraz jego losowości, przenoszą nas na interpretację wyników optymalizacji. Wykorzystanie wyników obliczeń lub wyników eksperymentu w praktyce wymaga wnikliwego przemyślenia.

Wnioski z praktycznego wykorzystywania wyników optymalizacji wykazują, że analiza otrzymanych rozwiązań prowadzi niekiedy do zmian przyjętego modelu, modyfikacji kryterium optymalizacji ewentualnie też zmiany metody rozwiązania.

Podstawowym celem analizy wyników optymalizacji, poza oceną poprawności ujęcia problemu w sensie technicznym i ekonomicznym, jest zbadanie następujących zagadnień:

- wpływu odchylenia parametrów procesu na wynik optymalizacji,
- wpływu zmiany warunków realizacji procesu na rozwiązanie problemu optymalizacji,
- wpływu zmiany warunków realizacji procesu na obszar dopuszczalny parametrów obróbki,
- zakresu dopuszczalnych zmiany najważniejszych wielkości niesterowalnych, wykazujących znaczny wpływ na przebieg procesu, takich jak np. zużycie ściernicy, temperatura płynu obróbkowego, a także takich cech układu obróbkowego jak typ i stan obrabiarki, charakterystyka ściernicy i inne.

Wrażliwość funkcji celu na zakłócenia lub zmiany warunków realizacji procesu może być analizowana w sensie globalnym lub lokalnym. W zadaniach optymalizacji procesów obróbki ścierniczej najważniejsza jest wrażliwość lokalna w obszarze parametrów bliskich optymalnym.

W celu przeprowadzenia analizy wrażliwości można dokonać rozwinięcia modelu funkcji celu w pobliżu punktu optymalnego w szereg Taylora.

Ograniczając się do dwóch pierwszych wyrazów otrzymuje się przybliżony wzór określający względną odchyłkę funkcji celu od wartości ekstremalnej,

$$\left| \frac{\Delta \hat{f}}{\hat{f}(x^0)} \right| = \frac{1}{2} \varrho^2 \sum_{j=1}^{i_1} \sum_{k=1}^{i_1} \frac{\partial^2 \hat{f}(x^0)}{\partial x_j \partial x_k} \quad (7)$$

gdzie: przez ϱ oznaczono największe względnie odchylenie parametrów procesu od wartości optymalnych, a przez i_1 liczbę parametrów.

6. Przykłady zadań optymalnych obróbki ścierniej z uwzględnieniem niedeterministyczności sytuacji

Przykład 1. Maksymalizacja wydajności polerowania

Równocześnie odbywa się polerowanie dużej liczby małych przedmiotów, np. powierzchni płaskich w małych kształtkach. Czas polerowania t_N partii N przedmiotów przy ustalonych parametrach zależy od liczby przejść wygładzających (polerowanie na szlifierce do płaszczyzn) oraz czasu trwania jednego przejścia t_1 .

$$t_N = i t_1$$

Oczywistym jest w tym przypadku dążenie do zmniejszenia liczby przejść wygładzających. Celem wygładzania jest osiągnięcie małej chropowatości obrabianej powierzchni.

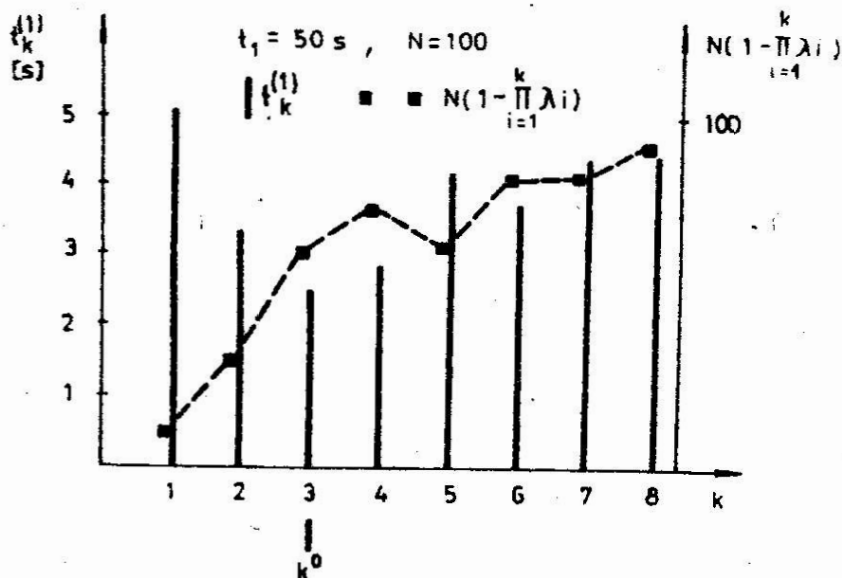
Po pewnej liczbie przejść $i = 1, 2, \dots, k$ część przedmiotów posiada chropowatość większą od dopuszczalnej. Niech λ_i oznacza prawdopodobieństwo, że przedmiot, który po i przejściach nie był wygładzony, również w przejściu $i + 1$ będzie miał chropowatość większą od dopuszczalnej. Gdyby proces wygładzania przerwano po $i + 1$ przejściach, to przedmioty nie wygładzone poddawane byłyby ponownie obróbce. Wtedy N przedmiotów w drugiej partii zawierałoby pewną liczbę przedmiotów obrabianych w pierwszej partii, lecz bez pozytywnego skutku.

Po pierwszym przejściu wygładzającym, oczekiwana liczba przedmiotów o chropowatości większej od dopuszczalnej jest równa $N \lambda_1$, po drugim $N \lambda_1 \lambda_2$ i odpowiednio po k przejściach $N \lambda_1 \lambda_2 \dots \lambda_k$.

Czas wygładzania odniesiony do jednego przedmiotu wygładzonego wyraża się zatem wzorem

$$t_k^{(1)} = \frac{t_1 k}{N \left(1 - \prod_{i=1}^k \lambda_i \right)} \quad (8)$$

Czas ten zależy od liczby przejść wygładzających oraz ciągu wielkości losowych λ_i . Wyrażenie $\prod \lambda_i$ będące iloczynem



Rys. 6. Ilustracja do przykładu maksymalizacji wydajności polerowania

iennych losowych, które jeśli są zależne, to w niewielkim opniu, charakteryzować się będzie rozkładem zbliżonym do grarytmo-normalnego, co wynika z zastosowania centralnego ierdzenia granicznego do przypadku multiplikatywnego oddziały-
 nia zmiennych losowych. Zależność $t_k^{(1)} = f(k, \lambda_i)$ dla odpowied-
 o malejących prawdopodobieństw λ_1 jest funkcją posiadającą
 nimum, co zilustrowano na przykładzie liczbowym dotyczącym
 gładzenia krawędzi przedmiotów ściernicami elastycznymi
 ys. 6).

Przykład 2. Optymalizacja trwałości ściernicy
 w szlifowaniu adaptacyjnym

Zadanie polega na określeniu optymalnego okresu trawności
 iernicy w warunkach ograniczonego samoostrzenia podczas
 lifowania ze stabilizacją składowej odporowej siły szlifowa-
 a. Podobny charakter ma także zadanie optymalizacji okresu
 ytkowania taśmy ścierniej.

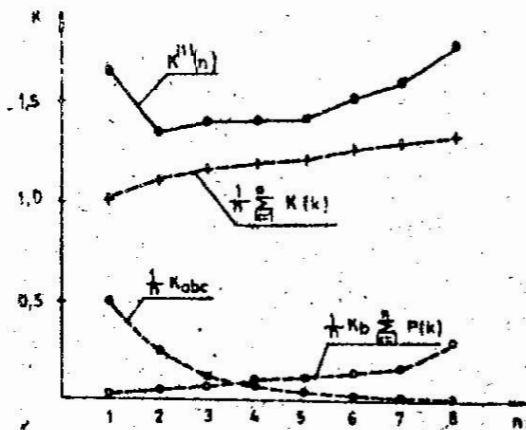
Postępujące zużycie ściernicy w szlifowaniu ze stałą składową P_v powoduje zmniejszenie prędkości posuwu, przez co maleje wydajność obróbki. Załóżmy, że w stosownym zakresie parametrów obróbki zmniejszenie wydajności powoduje wzrost kosztów obróbki. Zwiększające się zużycie ściernicy w wypadku szlifowania przedmiotów wrażliwych na przegrzanie zwiększa prawdopodobieństwo wystąpienia braków w postaci przypaleń powierzchni.

Koszt szlifowania odniesiony do jednego przedmiotu $K^{(1)}$ zależy od liczby n przedmiotów przeszlifowanych w okresie trwałości ściernicy. Można tę zależność wyrazić wzorem:

$$K^{(1)}(n) = \frac{1}{n} \left[K_{obc} + \sum_{k=1}^n K(k) + K_b \sum_{k=1}^n P(k) \right] \quad (9)$$

gdzie: K_{obc} - koszt obciążania,
 $K(k)$ - koszt szlifowania przedmiotu o numerze k ,
 K_b - koszt wystąpienia braku,
 $P(k)$ - prawdopodobieństwo, że przedmiot o numerze k będzie brakiem.

Zgodnie z powyższym wzorem koszt szlifowania jednego przedmiotu jest sumą trzech składników, z których pierwszy $\frac{1}{n} K_{obc}$ maleje ze wzrostem liczby przedmiotów szlifowanych w okresie trwałości, drugi $\frac{1}{n} \sum K(k)$ wzrasta zgodnie z przyjętymi założeniami, co odpowiada większości sytuacji spotykanych w praktyce, natomiast trzeci $\frac{1}{n} K_b \sum P(k)$ jest również rosnącym ze wzrostem n , o ile prawdopodobieństwo powstania braku zwiększa się wraz z postępującym zużyciem ściernicy. Ilustracją powyższych rozważań są wykresy na rysunku 7, odpowiadające przykładowym, przyjętym wartościom wielkości występujących w zależności (9).



$K_{obc} = 0,5$; $K_b = 1,0$
 $K(1)=1$ $K(2)=1,2$ $K(3)=1,25$ $K(4)=1,3$ $K(5)=1,35$ $K(6)=1,5$
 $K(7)=1,7$ $K(8)=2$
 $P(1)=0,0005$ $P(2)=0,001$ $P(3)=0,001$ $P(4)=0,001$ $P(5)=0,0015$
 $P(6)=0,002$ $P(7)=0,005$ $P(8)=0,01$

Rys. 7. Ilustracja do przykładu optymalizacji trwałości ściernicy

. Podsumowanie

W zadaniach optymalizacji operacji obróbki ścierniej topień losowości procesu i niepewności rozwiązań jest na ogół większy niż w innych metodach technologicznych. Wynika to dużego rozproszenia wartości wielu wielkości wyjściowych procesu oraz dość szybkich i znacznych zmian nie tylko ich wartości oczekiwanych, ale także charakterystyk probabilistycznych. Należy przy tym podkreślić, oczywisty choć nie zawsze pełni uwzględniany fakt, że celem rozwiązania określonego zadania optymalizacji jest osiągnięcie najkorzystniejszych warunków obróbki w realizacjach procesu, które mają dopiero nastąpić.

Sposób w jaki podejmuje się decyzje o dużym znaczeniu technologicznym i ekonomicznym w sytuacjach niedeterministycznych zależy od konkretnej sytuacji. Jeżeli wpływy losowe są omiwalnie małe, a stopień niepewności jest nieduży, do opuszczalne jest postępowanie typowe dla sytuacji deterministycznych, które w odniesieniu do rzeczywistości zawsze są tylko sytuacjami modelowymi. Im stopień niepewności jest większy, tym ryzyko jego pominięcia dla poprawności rozwiązań jest również większe. Z tego względu nie można go pomijać.

Zadanie optymalizacji w warunkach rzeczywistych polega na znalezieniu najkorzystniejszej wartości określonej funkcji kryterialnej, której postać nie jest znana, chociaż przy określonych wartościach parametrów jej wartość może być oszacowana. Poszukiwanie modelu probabilistycznego, który byłby wykorzystany w zadaniu optymalizacji ma istotne wady w praktycznym stosowaniu. Trudno jest bowiem znaleźć właściwy kompromis między postacią modelu wynikającą z praw fizycznych a wymaganiami metod obliczeniowych, które znacznie ograniczają możliwe do przyjęcia klasy funkcji. Dlatego w pracy szczególną uwagę zwrócono na eksperymentalne wyznaczenie ekstremum bez posługiwania się modelem.

Różnych przykładów probabilistycznego ujęcia problemu optymalizacji można podać wiele. W końcowej części pracy podano jedynie takie, w których niedeterministyczność sytuacji jest cechą tak ważną, że nie może być pominięta.

Pracochłonność badań optymalizacyjnych jest na ogół dość duża. Znajomość metodyki eksperymentów optymalizacji jest czynnikiem decydującym w danych warunkach o liczbie niezbędnych eksperymentów i jakości rozwiązania.

Literatura

1. Benjamin J.R., Cornell C.A.: Rachunek prawdopodobieństwa, statystyka matematyczna i teoria decyzji dla inżynierów. Warszawa, WNT 1977.
2. Bołtianski W.G.: Sterowanie optymalne układami dyskretnymi. Warszawa-WNT 1978.
3. Cea J.: Optymalizacja. Teoria i algorytmy. Warszawa, PWN 1976.
4. Findeisen W., Szymanowski J., Wierzbicki A.: Metody obliczeniowe optymalizacji. Warszawa, PWN 1977.
5. Kacprzyński B.: Planowanie eksperymentów. Podstawy matematyczne. Warszawa, WNT 1974.
6. Leuenberger D.G.: Teoria optymalizacji. Warszawa, PWN 1974.
7. Seidler J. red. : Optymalne wydobywanie informacji i sterowania w sytuacjach niedeterministycznych. Wrocław-Warszawa-Kraków, Wyd. PAN, 1968.

8. Seidler J., Badach A., Molisz W.: Metody rozwiązywania zadań optymalizacji. Warszawa, WNT 1980.
9. Stark R.M., Nicholls R.L.: Matematyczne podstawy projektowania inżynierskiego. Warszawa, PWN 1979.
10. Urbaniec K.: Optymalizacja w projektowaniu aparatury procesowej. Warszawa WNT 1979.
11. Zangwill W.J.: Programowanie nieliniowe. Warszawa, WNT 1974.

Streszczenie

W zadaniach optymalizacji operacji obróbki ściernej wpływy losowe są znaczne i nie mogą być pominięte. W wielu sytuacjach praktycznych postać funkcji wyrażającej optymalizacji kryterialnej nie jest znana. Ekstremum wyznacza się na podstawie zbioru wartości pierwotnej funkcji kryterialnej. Wskazane jest wtedy zastosowanie algorytmu aproksymacji stochastycznej. W pracy podano przykłady zadań optymalizacji Obróbki ściernej wymagających ujęcia probabilistycznego.

Selected problems of abrasive machining optimization in the real conditions

At optimization of abrasive machining operations a considerable meaning have random influences and they cannot be neglected. In many practical situations a criterion function form is unknown. Extremum can be determined based on the set of values of the primary criterion function. Use of algorithm of random approximation is recommended herein. Examples of optimization problems of abrasive machining operations requiring probabilistic approach are given in the work.

Избранные проблемы оптимизации абразивной обработки в реальных условиях

В задачах оптимизации операции абразивной обработки случайные влияния значительны и не могут не учитываться. В большинстве практических ситуаций вид целевой функции не известен. Экстремум определяется на основании совокупности значений первичной целевой функции.

В этом случае рекомендуется применение алгоритма стохастической аппроксимации. В статье приведены примеры задач оптимизации абразивной обработки, требующие вероятностного подхода.

BADANIE ROBOCZEJ POWIERZCHNI ŚCIERNICY METODA REPLIK

Jarosław Plichta

1. Cele i kierunki badań roboczej powierzchni ściernicy (RPS)

Warunkiem właściwego doboru ściernicy do określonej operacji jest dobra i wszechstronna znajomość własności skrawnych narzędzia. Czynnikiem, od których zależą własności skrawne ściernicy jest wiele. Jednym z ważniejszych jest topografia powierzchni roboczej. Wielokierunkowość związków RPS z przebiegiem i wynikami szlifowania pozwala twierdzić, że jej rola w obróbce ścierniczej jest tak samo istotna, jak stereometria narzędzia skrawającego w obróbce wiórowej. Ma ona zasadnicze, a w wielu przypadkach decydujące znaczenie dla przebiegu i wyników operacji szlifowania.

Stąd też badania RPS mają nie tylko istotne znaczenie teoretyczno-poznawcze, ale i praktyczne. Na podstawie ich wyników można bowiem pełniej scharakteryzować własności eksploatacyjne ściernicy, a to głównie dzięki:

- bardziej precyzyjnemu, niż na podstawie standardowego opisu charakterystyki ściernicy, określeniu jej potencjalnych zdolności skrawnych,
- możliwości ilościowej oceny procesu obciążania,
- możliwości identyfikacji rodzaju zużycia ściernicy i oceny jego intensywności.

Jest to o tyle istotne, że informacje te spełniają rolę uzupełniającą w stosunku do dość ubogich danych, zawartych w opisie charakterystyki ściernicy, podawanych przez producenta. W celu uzyskania tych informacji, RPS poddaje się analizie statystycznej, która w większości przypadków polega na:

Adres: dr inż. Jarosław Plichta, Wyższa Szkoła Inżynierska,
Wydział Mechaniczny, ul. Racławicka 15-17, 75-620 Koszalin.

- wyznaczeniu wartości parametrów liczbowych lub charakterystyk funkcyjnych, opisujących kształt, ilość i położenie wierzchołków ziaren ściernych na obserwowanym w danej chwili czasie obszarze RPS,
- wyznaczeniu zależności tych parametrów i charakterystyk od czasu szlifowania.

Postępowanie takie jest spowodowane brakiem stacjonarności i ergodyczności topografii RPS względem czasu, wskutek zmian na niej zachodzących w wyniku zużywania się ziaren ściernych i spoiwa. Stąd też w badaniach RPS należy posługiwać się metodami, które umożliwiają szybkie i odpowiednio dokładne rejestrowanie jej stanu w określonej chwili czasu.

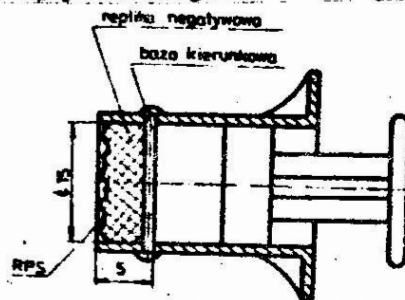
Jedną z metod, w pełni odpowiadającą tym wymogom, jest metoda replik opracowana w Instytucie Budowy Maszyn Wyższej Szkoły Inżynierskiej w Koszalinie, a polegająca na podwójnym odwzorowaniu powierzchni ściernicy za pomocą repliki negatywowej i pozytywowej. Zaletami tej metody jest to, że nie wymaga ona zdejmowania ściernicy z wrzeciona szlifierki w celu zarejestrowania topografii jej powierzchni roboczej, łatwość gromadzenia i przechowywania replik oraz szerokie możliwości analizy tych powierzchni, za pomocą różnych metod i w dowolnym czasie. Wskazuje to na dużą praktyczną przydatność tej metody w badaniach własności narzędzi ściernych i szeroki zakres jej stosowania.

2. Metodyka odwzorowywania topografii RPS na replikach

Opracowana metoda replik polega na podwójnym odwzorowaniu RPS- najpierw za pomocą repliki negatywowej, wykonanej bezpośrednio z powierzchni ściernicy, a następnie repliki pozytywowej. Celem takiego postępowania jest uzyskanie wiernej kopii RPS w postaci repliki pozytywowej, której własności geometryczne można analizować niezależnie od samej ściernicy. Analiza ta może być prowadzona w dowolnym czasie i za pomocą wszystkich metod stosowanych do oceny powierzchni technicznych. Dotychczas stosowane technologie replik umożliwiały uzyskiwanie jedynie replik negatywnych RPS, najczęściej na drodze jej odciskania na odpowiednio przygotowanych próbkach, wykonanych z tworzyw sztucznych [3, 4, 5] lub metali o dużej plastyczności [1].

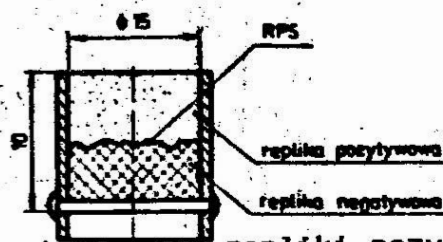
Nie zapewniały one jednak możliwości pełnej analizy własności geometrycznych RPS, głównie ze względu na trudności związane z oceną kształtu wgłębień powierzchni repliki, które w rzeczywistości odzwierciedlały wierzchołki wystających ziaren ściernych. Z tego powodu poważnie ograniczony był zakres stosowania metod stykowych i optycznych, najbardziej rozpowszechnionych w ocenie topografii powierzchni technicznych.

Opracowana i sprawdzona w Instytucie Budowy Maszyn W.S.Inż. w Koszalinie metoda badania RPS z wykorzystaniem jej repliki pozytywowej [2, 6] wad tych nie posiada. Dzięki temu stwarza szersze możliwości wyboru najbardziej efektywnej metody jej oceny, dostosowanej do potrzeb i możliwości badacza. W metodzie tej repliki negatywowe wykonuje się bezpośrednio z unieruchomionej i dokładnie oczyszczonej (np. sprężonym powietrzem) powierzchni ściernicy, z tworzywa łatwo w nią wnikającego, dobrze odtwarzającego kształt i chemicznie względem niej obojętnego. Repliki te stosunkowo łatwo wykonuje się za pomocą formy polietylenowej z ruchomym tłokiem (rys. 1).



Rys. 1. Forma do wykonywania repliki negatywowej

Tworzywem w pełni odpowiadającym wymogom stawianym tym replikom jest żywica silikonowa DOW CORNING 3120 RTW (prod. Belgia), utwardzona katalizatorem DOW CORNING RTV 4. Doswiadczenia ustalony dla niej czas polimeryzacji wynosi około 2 minuty. Natomiast repliki pozytywowe wykonuje się poprzez zalanie, umieszczonej w odpowiedniej formie (rys. 2), repliki negatywowej polimetakrylanową żywicą DURACRYL (prod. CSRS).



Rys. 2. Forma do wykonywania repliki pozytywowej

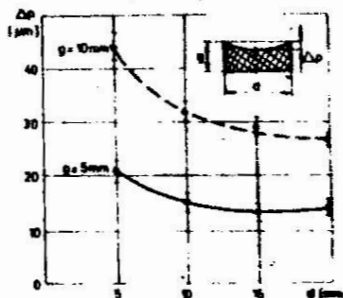
Po zakończeniu jej polimeralizacji (około 30 min), na rewersie repliki nanosi się bazę kierunkową oraz symbol identyfikacyjny. Tak przygotowana replika pozytywna stanowi wierne i trwałe kopię roboczej powierzchni badanej ściernicy.

3. Dokładność odwzorowania RPS na replikach

W celu określenia wartości błędów odwzorowania RPS na replikach przeprowadzono badania doświadczalne z zakresu:

- wpływu wymiarów repliki (średnica i wysokość) na wartości odchyłek płaskości ich powierzchni,
- oceny stabilności wartości tych odchyłek w funkcji czasu upływającego od momentu ich wykonania,
- oceny całkowitego błędu odwzorowania RPS na replikach.

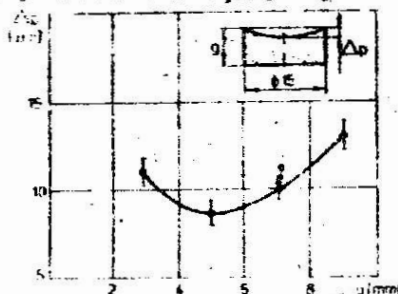
Wpływ wymiarów replik negatywnych na błędy płaskości ich powierzchni awersowych określono drogą pomiaru maksymalnych wartości odchyłek płaskości Δp powierzchni replik wykonanych z płasorównoległych płytek interferencyjnych. Wykresy ich wartości przedstawiono na rys. 3.



Rys. 3. Wykres wartości odchyłek płaskości Δp powierzchni replik negatywnych w funkcji ich wymiarów

Na podstawie analizy wyników tych badań określono, że najmniejszymi wartościami odchyłek płaskości Δp charakteryzowały się repliki o wymiarach ϕ 15 x 5 mm. Dla tych replik przeprowadzono pomiary wartości odchyłek Δp w funkcji czasu upływającego od momentu ich wykonania. Pomiary wykonywano co 8 godzin, w przedziale czasu 0 - 48 godz. Na podstawie ich wyników ustalono, że wartości tych odchyłek nie przekraczały 15 μ m i były stabilne w rozpatrywanym okresie czasu. Podobne badania przeprowadzono również dla replik pozytywnych.

Ponieważ jednak ich średnica była uwarunkowana wartością przyjętej średnicy repliki negatywowej ($\phi 15 \text{ mm}$), zakres badań ograniczono jedynie do przeanalizowania wpływu grubości replik na wartości odchyłki Δp i ich zmiany w czasie. Zależności te przedstawiono na rys. 4.



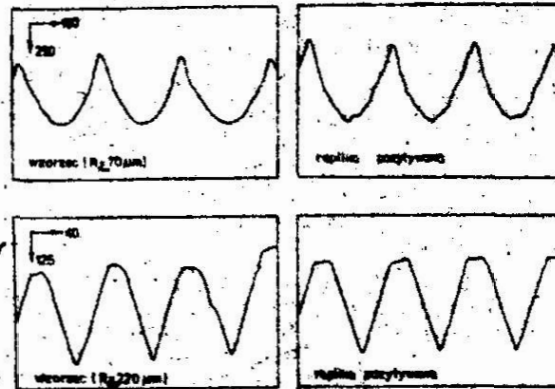
Rys. 4. Wykres wartości odchyłek płaskości powierzchni replik pozytywnych ($\phi 15 \text{ mm}$) w funkcji ich grubości

Z wykresu tego wynika, że najmniejszymi wartościami odchyłki płaskości $\Delta p = 8 \mu\text{m}$ charakteryzowały się repliki o grubości 5 mm, a ich wartość była stabilna w rozpatrywanym przedziale czasu, tj. 0-48 godz. Repliki o takich wymiarach przyjęto do dalszych badań.

W celu określenia wartości sumarycznego błędu odwzorowania RPS na replikach, przeprowadzono dalsze badania doświadczalne. Polegały one na podwójnym odwzorowaniu (replika negatywna i pozytywna) powierzchni wybranych wzorców chropowatości i porównaniu wartości R_a i R_{max} dla powierzchni wzorca i repliki pozytywniej. Dla wzorców przyjęto wysokości nierówności odpowiadające w przybliżeniu nierównościom RPS o ziarnistościach 60, 80, 120. Natomiast w celu uzyskania pełnego obrazu błędów odwzorowania, badania przeprowadzono również dla wzorców o znacznie mniejszych wysokościach nierówności. Przykładowe zarysy powierzchni wzorców i ich replik pozytywnych przedstawiono na rys. 5.

Pełne zestawienie wyników badań zamieszczono w tabeli I i na rys. 6. Z powyższego wynika, że maksymalne wartości błędów odwzorowania powierzchni za pomocą 2-krotnego replikowania zmieniają się wraz ze zmianą wysokości ich nierówności.

Dla powierzchni o małych wysokościach nierówności ($R_a < 3 \mu\text{m}$) obserwuje się znaczne wartości błędów odwzorowania, dochodzące do 50%. Natomiast dla powierzchni, których wysokości nierówności mieszczą się w przedziale odpowiednim dla RPS o ziarnistości 60, 80, 120 wartości tych błędów w odniesieniu do parametrów R_a i R_{max} nie przekraczały 10%.

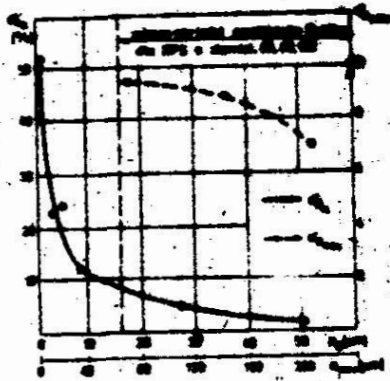


Rys. 5. Zarysy przykładowych powierzchni wzorców i ich replik pozytywnych

Tabela I. Wyniki badań dokładności odwzorowania

Wzorzec		Replika Pozytywna			
R_{max} [µm]	R_a [µm]	R'_{max} [µm]	R'_a [µm]	$\delta_{R_{max}} = \frac{R_{max} - R'_{max}}{R} \times 100\%$	$\delta_{R_a} = \frac{R_a - R'_a}{R_a} \times 100\%$
-	1,76	-	2,68	-	52,20
-	2,60	-	3,20	-	23,10
-	4,25	-	5,32	-	25,20
70,00	8,40	78,00	9,20	9,50	11,40
145,00	28,60	158,00	29,86	9,00	4,40
220,00	50,40	236,00	49,60	7,20	1,60

Ponieważ ilościową ocenę KPS najczęściej przeprowadza się na drodze statystycznej analizy jej zarysu, wyznaczonego metodą profilografowania, postanowiono również określić wpływ nacisku igły na wartość trwałych odkształceń powierzchni repliki pozytywowej. Badania przeprowadzono na profilografometrze ME-10 prod. NRD. Dla stosowanego nacisku igły ($P=8,8 \cdot 10^{-6} N$) i najczęściej używanej prędkości jej przesuwu podczas profilografowania RPS ($v_i = 100 \mu m/s$), obserwowane



Rys. 6. Wykresy wartości błędów odwzorowania $d_{R_{max}}$ i d_{R_a} w funkcji wysokości nierówności powierzchni wzorca wyrażonej parametrami R_{max} i R_a

maksymalne głębokości śladów nie przekraczały $2 \mu\text{m}$. Ze względu na niewielką ich głębokość w stosunku do wysokości nierówności RPS, ich wpływ na dokładność rejestracji jej zarysu można pominąć.

4. Podsumowanie

Z przeprowadzonych rozważań oraz wyników badań doświadczalnych wynika, że metoda podwójnego odwzorowania RPS za pomocą replik może stanowić wygodne i efektywne narzędzie praktycznego badania jej własności geometrycznych. Zasadniczą zaletą tej metody jest to, że nie wymaga ona zdejmowania ściernicy z wrzeciona szlifierki w celu zarejestrowania jej powierzchni, ani też stosowania specjalnych urządzeń rejestrujących. Dzięki temu pozwala rozdzielić badania RPS na niezależne od siebie: szybkie warsztatowe-polegające na rejestracji wybranego jej obszaru w dowolnej chwili czasu na replikach negatywowych oraz późniejsze laboratoryjne, związane z analizą jej własności geometrycznych. Analiza ta może być prowadzona w dowolnym czasie z wykorzystaniem różnych metod pomiarowych.

Sumaryczny błąd odwzorowania powierzchni na replikach zależy od wysokości jej nierówności i wraz z jej wzrostem wartość błędu zmniejsza się. Dla powierzchni ściernic o najczęściej stosowanych ziarnistościach tj. 60, 80 i 120, sumaryczna wartość błędu odwzorowania nie przekracza 10%.

Literatura

1. Gleizer L.A.: O suščnosti processa kruglogo šlifovanija. Voprosy točnosti i technologii mašinostrojenia. Moskva, 1959.
2. Karpinski T., Kacalak W., Plichta J., Stępień P.: Parametry oceny stanu roboczej powierzchni ściernicy. Materiały III Konferencji nt.: Obróbka ścierna. Łódź, 1976.
3. Komanduri R., Shaw M.C.: A technique for investigating the surface features of a grinding wheel. Ann. CIRP, 1974.
4. Lurie G.B.: Šlifovanije metallov. Moskva, 1974.
5. Matalin A.A.: Kačestvo poverchnosti i eksploatacionnyje svojstva detalej mašin. Moskva, 1956.
6. Plichta J.: Wybrane zagadnienia oceny topografii roboczej powierzchni ściernicy pracującej obwodem. Praca doktorska. Wrocław, 1981.

Streszczenie

W artykule przedstawiono metodę badania roboczej powierzchni ściernicy na drodze podwójnego jej odwzorowania na replikach. Omówiono metodykę wykonywania replik oraz przedstawiono wyniki badań z zakresu dokładności odwzorowania.

Stwierdzono, że przy zachowaniu niezbędnej dokładności, metoda ta stwarza szerokie możliwości w zakresie praktycznej analizy stanu roboczej powierzchni ściernicy i może stanowić wygodne narzędzie jej badania.

Investigation of the grinding wheel topography by means of replicas

In the paper, a method of investigation of the grinding wheel topography by means of its double copying on replicas is presented. The method of performing of replicas is discussed and the investigation results in the scope of copying accuracy is presented.

Keeping in mind an indispensable accuracy, it was stated, that this method enables a practical analysis of the state of grinding wheel topography and may be a convenient tool for its investigation.

Исследование рабочей поверхности шлифовального круга методом слепков

В статье представлен метод исследования рабочей поверхности шлифовального круга путем ее двойного отображения на слепках. Рассмотрен метод изготовления слепков. Представлены результаты исследований точности отображения.

Установлено, что при сохранении требуемой точности этот метод дает большие возможности в области практического анализа состояния рабочей поверхности шлифовального круга и может служить удобным инструментом для ее исследований.

ANALIZA WYBRANYCH WIELKOŚCI PROCESU SZLIFOWANIA MODELAMI
NARZĘDZI ŚCIERNYCH O REGULARNYM ROZMIESZCZENIU I ZORIENTOWANIU
MONOKRYSTALICZNYCH ZIARN WĘGLIKA KRZEMU

Józef Borkowski, Jan Markul

1. Wprowadzenie

Istotne znaczenie w rozwoju obróbki ścierniej odgrywają zagadnienia związane z wytwarzaniem nowych wysokowydajnych narzędzi ściernych. Efektywność pracy narzędzi ściernych jest ściśle związana z rodzajem i własnościami zastosowanego materiału ściernego. Od niedawna zwrócono uwagę na korzystne własności fizyczne monokrystalicznych ziarn węgliku krzemu.

Największe efekty skrawania otrzymujemy zapewniając właściwą orientację monokrystalicznych ziarn węgliku krzemu względem przedmiotu obrabianego i kierunku skrawania [2]. Zagadnienie to sprowadza się do utworzenia odpowiedniej topografii powierzchni roboczej narzędzia ściernego. Opracowany teoretyczny model specjalnego narzędzia ściernego [3], ujmował zagadnienie procesu szlifowania w ograniczonym zakresie. Rozpatrzono w nim wpływy parametrów charakteryzujących powierzchnię roboczą narzędzia na topografię powierzchni przedmiotu obrabianego oraz wydajność obróbki. Każde nowe zagadnienie wymaga szerokiego opracowania stąd podstawa do prowadzenia dalszych badań w tym zakresie.

Proces obróbki realizowany narzędziami ściernymi o odpowiednio zorientowanych i rozmieszczonych monokrystalicznych ziarnach węgliku krzemu stanowi nowe zagadnienie w technologii wytwarzania narzędzi ściernych. Wykonanie takiego narzędzia w chwili obecnej ograniczają bariery technologiczne. Z tego względu główną uwagę należy zwrócić na poznanie procesu skrawania drogą wprowadzenia do badań modeli narzędzi ściernych, które mogą być wytwarzane w warunkach laboratoryjnych.

Adres: doc.dr hab.inż.J.Borkowski, mgr inż. J.Markul, Wydział
Szkole Inżynierskie, Wydział Mechaniczny, ul. Piłsudskiego 15-17

75-620 Koszalin

2. Cel i przedmiot badań

Celem niniejszego opracowania było:

- sprawdzenie przydatności modeli specjalnych narzędzi ściernych do badań procesu skrawania,
- przeprowadzenie analizy wybranych wielkości towarzyszących procesowi skrawania specjalnymi narzędziami ściernymi.

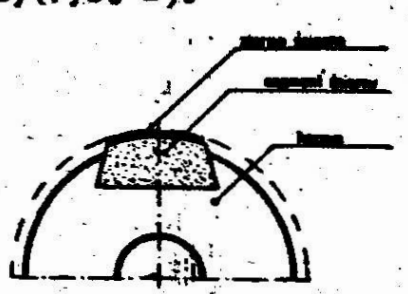
Do badań przyjęto narzędzie charakteryzujące się regularnym rozmieszczeniem i zorientowaniem monokrystalicznych ziarn węgla krzemu, którego schemat powierzchni roboczej ilustruje wcześniejszy artykuł [3]. W oparciu o przedstawiony tam szczegółowy opis powierzchni roboczej narzędzia o idealnym zorientowaniu i rozmieszczeniu monokrystalicznych ziarn węgla krzemu zostały zaprojektowane oraz wykonane narzędzia ściernie. Narzędzia te wykonano sposobem laboratoryjnym w następujących etapach:

- I - przygotowanie ziarna ściernego oraz spoiwa,
- II - orientacja i rozmieszczenie monokrystalicznych ziarn węgla krzemu w warstwie spoiwa.

Do wytwarzania narzędzi ściernych użyto monokrystaliczne ziarna ściernie o parametrach:

$k = 5 \text{ mm}$, $a = 1,2 \text{ do } 1,5 \text{ mm}$. Ziarna te włączano stosując żywicę epoksydową typu Epidian 51 z utwardzaczem Z-1. Do budowy narzędzia skonstruowano specjalny przyrząd, który zapewnił właściwe zorientowanie ziarn monokrystalicznych. Za pomocą tego przyrządu uzyskiwano równość podziałek w kierunku wzdłużnym i poprzecznym oraz żadaną wielkość podziałki jednostkowego przesunięcia poprzecznego m (podziałka m określa odległość pomiędzy dwoma sąsiednimi wierzchołkami ostrzy w dwóch kolejno występujących rzędach).

W badaniach wykorzystano narzędzia specjalne z segmentami w kształcie wycinka pierścienia. Szlifowanie przeprowadzono obwodem ściernicy (rys. 1).



Rys. 1. Korpus z segmentem modelu narzędzia

• Metodyka oraz program badań

Badania przeprowadzono na szlifierce do płaszczyzn typu PC-25a. Narzędzia ściernie stosowane w badaniach charakteryzowały się następującymi wielkościami:

długość wycinka pierścienia dobrano w ten sposób by wystąpiło kolejne powtórzenie wierzchołka ziarna (segmenty pełnomodułowe) - $m = 0,42$ mm, $m = 0,36$ mm, $m = 0,25$ mm.

Kryterium przyjęcia powyższych podziałek oparte było na konieczności ograniczenia długości modułu ze względów wykonawczych. Do obróbki użyto próbek z żeliwa ZL200, stopu aluminium PA6 oraz stopu miedzi MO63. Przyjęcie tych materiałów do badań zapewniło wypełnienie podstawowego zakresu stosowania ścierniwa węgla krzemu do obróbki materiałów metalowych.

Proces szlifowania realizowano przy następujących parametrach:

prędkość szlifowania $V_s = 25 \frac{m}{s}$,

głębokość szlifowania $g = 0,02$ mm,

posuw wzdłużny stołu szlifierki $p_w = 3,8 \frac{m}{min}$.

Dobór parametrów szlifowania odpowiadał wielkościom przedstawionym w literaturze [2]. Koncepcja taka umożliwiła dokonanie szerszej analizy wyników badań. Szlifowanie przeprowadzono bez użycia cieczy chłodząco-smarujących.

W trakcie badań wykonano:

• pomiarów położenia wysokości wierzchołków ostrzy w segmentach ściernych,

• pomiarów wielkości sił skrawania stycznej oraz normalnej,

• pomiarów profilu powierzchni obrabianej,

• określenia charakteru zużycia ostrzy skrawających.

• pomiaru położenia wysokości wierzchołków ostrzy stosowano

ujmnik zegarowy o dzielnice elementarnej 0,005 mm i zakresie

miarowym 5 mm. Pomiaru sił skrawania dokonano stosując dwu-

ładowy siłomierz szlifierki. Siłomierz współpracował z most-

em tensometrycznym typu 1503 produkcji czechosłowackiej oraz

jeometrów typu SN 1916 DL77 MOD 18580790 G firmy Honewell.

• ofiogramy wykonane na profi로그rafie typu ME-10 firmy Karl

iss Jens. Fotografis ostrzy skrawających uzyskano przy użyciu

• krosekopu skaningowego typu ISM-61 firmy JEOL.

• danis przeprowadzono dla obróbki wcinającej oraz obróbki

• posuwem poprzecznym. Program szczegółowy przedstawiono

• tablicy 1.

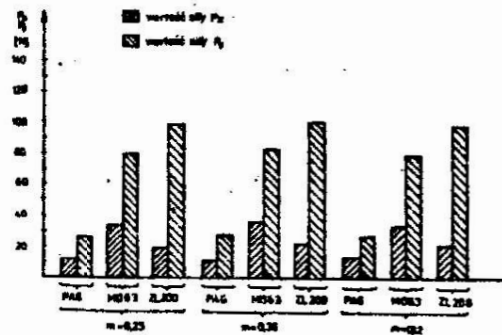
Tablica 1. Program badań modeli narzędzi ściernych

Rodzaj ezlifowania	Rodzaj obrab. materiału	Ilość próbek	Opis procesu obróbki	Opis sposobu pomiaru sił skrawania	Wielkości zarejestrowane
1	2	3	4	5	6
Wcinalne	ZL200	18	Obróbka tym samym narzędz. ściernym z uwzględnieniem procesu zużycia	Pomiar sił skrawania po każdym kolejnym zagłębieniu narzędzia	Siły skrawania, profil obrabianej powierzchni.
	PA6	18	dla 4 ostatnich zagłębień.	Pomiar pierwszy na głębokość 0,5 mm.	
	M063	18	nie się narzędzia.	Jak wyżej	Jak wyżej
Z posu- wan po- przez- nym	ZL200	18	Jak wyżej	Jak wyżej	Jak wyżej

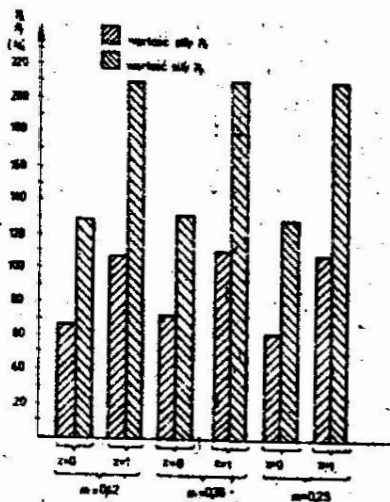
4. Wyniki badań i ich analiza

Pomiary położenia wysokości wierzchołków ostrzy w segmentach ściernych wykazały, że różnica wysokości położenia wierzchołków ostrzy monokrystalicznych dochodziła do 0,06 mm. Przyjęto ją za dopuszczalną na obecnym etapie wytwarzania narzędzi specjalnych.

Wyniki pomiarów sił skrawania przedstawiono na rys. 2 i 3.



Rys. 2. Wartości sił skrawania P_z i P_y w szlifowaniu wcinającym dla różnych wartości podziałki m



Rys. 3. Zależność sił skrawania dla różnego zużycia narzędzia i różnych wartości podziałki m

Obróbka metodą wcinającą umożliwiła otrzymanie materiału do przeprowadzenia analizy związków między stereometrią powierzchni roboczej narzędzia specjalnego a oporami skrawania. Natomiast obróbka z posuwem poprzecznym pozwoliła na przepro-

wadzenie analizy pracy narzędzia w warunkach kinematycznych odpowiadających procesowi obróbki powierzchni płaskich szlifowaniem. Wykresy na rys. 2 odnoszą się do szlifowania wcinającego i przedstawiają wartość sił stycznych P_z oraz normalnych P_y w funkcji podziałki m oraz materiału obrabianego. Należy zwrócić uwagę, że iloczyn podziałki m i głębokość skrawania g stanowi charakterystyczną wielkość pola przekroju warstwy skrawanej. Pole przekroju warstwy skrawanej wywiera decydujący wpływ na wielkość sił skrawania. Tak więc rozkład sił skrawania w funkcji iloczynu podziałki m i głębokość skrawania g stanowią parametry oceny efektywności narzędzia ściernego. Analiza sił skrawania występujących podczas obróbki tego samego rodzaju materiału wskazała na istnienie bardzo niewielkich różnic w ich wielkościach dla wszystkich podziałek m występujących w badanych narzędziach. Zbyt mały wpływ podziałki na opory skrawania w poszczególnych narzędziach wynika z zastosowania stosunkowo dużych ziarn monokrystalicznych ($k = 5 \text{ mm}$). Przy tak dużych ziarnach ściernych różnice podziałki m zamykające się w granicach od 0,06 do 0,17 mm były zbyt małe dla zarejestrowania ich wpływu na siły skrawania (małe przyrosty przekroju warstwy skrawanej). Brak wyraźnego wpływu niewielkich zmian podziałki m na zmiany oporów skrawania nie pomniejsza istotności tej podziałki. Chodzi tu oczywiście o wpływ podziałki m na konstrukcję narzędzia. Jak wynika z analitycznego opisu narzędzia specjalnego, zmiana podziałki m pociąga za sobą zmianę "modułu" narzędzia, a więc zmianę liczby ziarn ściernych na powierzchni roboczej narzędzia. Podziałka m decyduje więc o liczbie ziarn ściernych jednocześnie skrawających.

Przedstawiony wyżej związek stereometrii powierzchni roboczej narzędzia z oporami skrawania wymaga analizy energetycznej procesu. Ze względu na brak wielkości określającej pole przekroju warstwy skrawanej nie istniała możliwość szczegółowego wyznaczenia energii właściwej procesowi szlifowania.

Ponieważ jednak program szlifowania wcinającego obejmował pomiary sił skrawania dla tych samych przekrojów warstwy skrawanej istniała możliwość rozpatrzenia obróbki pod kątem porównywania energii właściwej. Przeprowadzona w tym celu

analiza oporów skrawania opisywanych sił styczną P_z wykazała że najmniejsza energia właściwa miała miejsce przy obróbce stopu aluminium PA6 oraz żeliwa ZL200. W przypadku zaś obróbki stopu miedzi MO63 energia właściwa była wyższa.

Analiza wzajemnej relacji siły stycznej P_z do normalnej P_y dla szlifowania wcinającego (rys. 2) wykazuje złożoność zagadnienia. Zaistniałe wahania wzajemnego stosunku sił $P_y/P_z = 2$ do 4 świadczą o różnicowaniach występujących przy szlifowaniu różnych materiałów. Najkorzystniejszy stosunek P_y/P_z występuje w przypadku obróbki PA6, najmniej korzystny zaś w przypadku obróbki ZL200.

Wykresy przedstawione na rys. 3 ujmują wielkość sił skrawania przy obróbce żeliwa ZL200 z posuwem poprzecznym. W tym rodzaju obróbki również nie zaobserwowano znacniejszego wpływu podziałki m na wielkość sił skrawania. Analizę energetyczną szlifowania przeprowadzono w oparciu o połączenie otrzymanych wyników badań z wynikami wcześniejszych badań obróbki specjalnymi narzędziami ściernymi [2], charakteryzującymi się mniejszą dokładnością wykonania. Analiza ta wykazała na występowanie wpływu orientacji i rozmieszczenia ziarn ściernych na zapotrzebowanie energetyczne procesu. W oparciu o wielkość sił śladowych wytycznych P_z dokonano porównań szacunkowych wielkości energii właściwej. Energia właściwa obecnie badanych narzędzi ściernych jest o około 30% mniejsza od energii właściwej dla narzędzi wcześniej badanych [2]. Należy sądzić, że różnica w energii właściwej wynika ze wzrostu dokładności orientacji i rozmieszczenia ostrzy skrawających.

W tej części badań zwrócono również uwagę na wpływ zużycia ostrzy skrawających na opory skrawania (rys. 3). Ze wzrostem zużycia ostrzy rosną również opory skrawania. Charakterystyczne jest to, że opory skrawania ostrzy zużytych są porównywalne dla narzędzi obecnie badanych i narzędzi wcześniej badanych [2]. Zbieżność wyników badań potwierdza w pełnej rozciągłości znaczny wpływ orientacji i rozmieszczenia ostrzy na opory skrawania. Narzędzie o zużytych ostrzach charakteryzuje się bowiem zmienionymi podstawowymi wielkościami stereometrycznymi takimi jak kąt natarcia i kąt przyłożenia. Zmianie ulega również kształt samej krawędzi tnącej. Potwierdzeniem powyższych sformułowań jest analiza zużycia ostrzy.

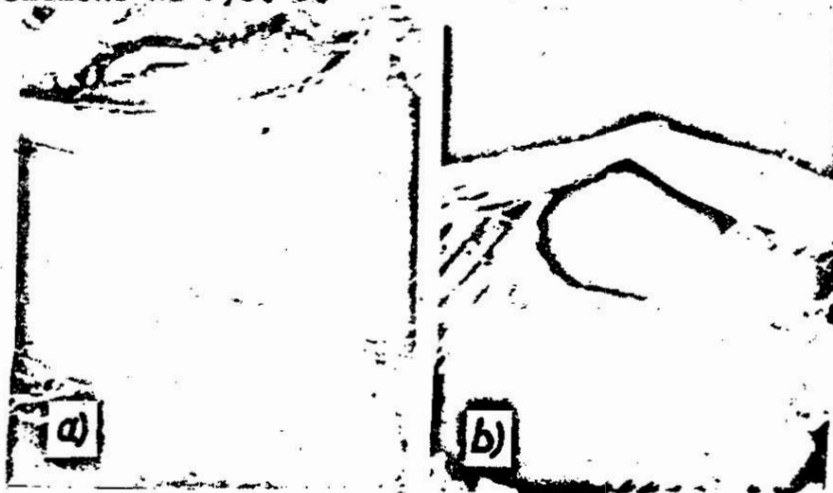
Wybrane profilogramy powierzchni materiału obrabianego przedstawiono na rys. 4.



Rys.4. Profilogram powierzchni obrabianej przedmiotu uzyskany szlifowaniem wcinającym narzędziem $\sigma_m = 0,42 \text{ mm}$

Przy szlifowaniu wcinającym wyraźnie można zaobserwować odwzorowanie ostrzy narzędzia na przedmiocie obrabianym. Ślady te są równomierne. Zauważa się wpływ wierzchołków ostrzy na topografię powierzchni obrabianej. Uzyskane informacje potwierdzają istnienie możliwości regulacji topografii powierzchni przedmiotu obrabianego [1].

Zużycie ostrzy przedstawiają przykładowe fotografie zamieszczone na rys. 5.



Rys. 5. Charakter zużycia ostrzy monokrystalicznych węgliku krzemu, a) powierzchnia przyłożenia ostrza, b) nowopowstały wierzchołek na ostrzu

Typowy rodzaj zużycia stanowiły wykruszenia. Zmianom ulegały najczęściej powierzchnie przyłożenia (rys.5a). Zaobserwowano, że wykruszenia przebiegają wzdłuż płaszczyzn poślizgu wskutek

tego na miejscu wykruszonego wierzchołka powstaje najczęściej większa ilość małych wierzchołków o typowym rozwarciu krawędzi pod kątem 120° (rys. 5b). Analiza powierzchni natarcia ostrza wykazuje, że powierzchnia ta nie ulega tak dużemu zużyciu jak powierzchnia przyłożenia. Natomiast krawędź skrawająca ulega widocznym zmianom (rys. 5 a). Obserwacje charakteru zużycia ziarn monokrystalicznych potwierdziły wcześniejsze badania tego rodzaju [1].

5. Wnioski

W wyniku przeprowadzonych badań można przedstawić następujące wnioski:

1. Zastosowanie modeli specjalnych narzędzi ściernych do badań pozwala na dokonywanie analizy procesu obróbki,
2. Niniejsze badania narzędzi ściernych o określonej orientacji i rozmieszczeniu monokrystalicznych ziarn węgla krzemu potwierdziły uzyskane wcześniej korzystne wyniki efektywności skrawania pojedynczymi ziarnami ściernymi w zakresie wielkości sił skrawania i nakładów energetycznych na proces skrawania,
3. Poprzez dobór parametrów konstrukcyjnych narzędzi istnieje możliwość regulacji topografii powierzchni przedmiotu obrabianego.

Literatura

1. Borkowski J.: Podstawy stosowania monokrystalicznych ziarn węgla krzemu w obróbce ścierniej. Wydanie WSInż. Koszalin, 1979r.
2. Borkowski J., i inni: Obróbka specjalnymi narzędziami ściernymi o określonej orientacji i rozmieszczeniu ostrzy. Konferencja: Postępy w technice wytwarzania. Materiały konferencyjne - Część I - Narzędzia i technologia obróbki ścierniej. Kołobrzeg 1978.

3. Borkowski J., Budniak Z., Husejko W.: Modele specjalnych narzędzi ściernych o różnym stopniu uporządkowania monokrystalicznych ziarn węglika krzemu.

Materiały konferencyjne IBM WSiInż. Koszalin, 1980.

Streszczenie

W opracowaniu przedstawiono metodykę badań modeli narzędzi ściernych o regularnym rozmieszczeniu i zorientowaniu monokrystalicznych ziarn węglika krzemu. Zamieszczono wyniki badań oporów skrawania oraz dokonano analizy energetyki procesu, topografii powierzchni obrabianej oraz charakteru zużycia ostrzy skrawających.

An analysis of selected magnitudes of the grinding process using abrasive tool models of a regular arrangement and orientation of monocrystal silicon carbide grains

In the paper, a method for investigation of models of the abrasive tools with regular arrangement of SiC monocrystal grains is presented. Investigation results of the cutting forces are given and the analyses of the process energy, ground surface topography as well as the wear mechanism of the cutting edges are carried out.

Анализ избранных величин, характеризующих процесс шлифования моделями абразивного инструмента с регулярным размещением и ориентацией монокристаллических зерен карбида кремния

В статье представлена методика исследования моделей абразивного инструмента с регулярным размещением и ориен-

тацией монокристаллических зерен карбида кремния и результаты исследований сопротивлений резания. Выполнен анализ энергетического процесса, топографии поверхности и характера износа режущих лезвий.

**PODSTAWY BUDOWY NARZĘDZI ŚCIERNYCH Z MONOKRYSTALICZNYCH
ZIARN WĘGLIKA KRZEMU****Józef Borkowski, Władysław Husejko****1. Wstęp**

Korzystne własności eksploatacyjne ziarn monokrystalicznych, które stanowią kilkuprocentową domieszkę w stosowanych obecnie standardowych ścierniwach węgliku krzemu sprawiają, że są one zalecane do wytwarzania specjalnych narzędzi ściernych o dużej trwałości [1]. Szczególnie korzystne efekty obróbkowe uzyskuje się przy zapewnieniu tym ziarnom określonej orientacji względem kierunku skrawania. Zatem przy ich zastosowaniu pierwszoplanowym zadaniem staje się opracowanie takich sposobów wytwarzania narzędzi ściernych, aby zapewnić regularne rozmieszczenie i zorientowanie tych ziarn na powierzchni roboczej [2]. Za regularnym zorientowaniem i rozmieszczeniem ziarn na powierzchni roboczej narzędzia przemawia ponadto jednorodność ich zużycia i stałość warunków skrawania. Dzięki znacznej trwałości monokrystalicznych ziarn węgliku krzemu jedna ich warstwa równoważy potencjał skrawny całego standardowego narzędzia ściernego. Z tych też względów zagadnienie optymalnej orientacji i rozmieszczenia tych ziarn sprowadzić można do jednej ich warstwy.

Istotną rolę w budowie narzędzi ściernych z monokrystalicznych ziarn węgliku krzemu mogą również odegrać spoiwa. Obecnie w narzędziach ściernych z węgliku krzemu stosuje się spoiwa ceramiczne, które nie zapewniają jednak właściwego wiązania ziarn ze względu na brak aktywnego oddziaływania chemicznego występującego w narzędziach elektrokorundowych. Stosowane dotąd spoiwa ceramiczne spiekając się, przytrzymują ziarna węgliku krzemu w sposób mechaniczny, a siła wiążąca

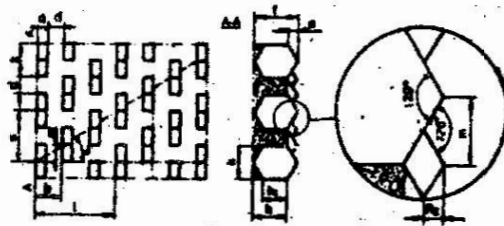
Adres: doc.dr hab.inż.J.Borkowski., mgr inż. W. Husejko,
Wyższa Szkoła Inżynierska, Wydział Mechaniczny, ul.Racławicka
15-17, 75-620 Koszalin.

takiego spoiwa zależy przede wszystkim od jego własności wytrzymałościowych.

Artykuł niniejszy poświęcony jest omówieniu teoretycznego modelu powierzchni roboczej narzędzia ściernego o regularnym rozmieszczeniu i zorientowaniu monokrystalicznych ziarn węgliku krzemu oraz analizie utwierdzenia tych ziarn w narzędziu i wynikającym z tego wnioskiem praktycznym, przydatnym w budowie takich narzędzi ściernych.

2. Model powierzchni roboczej narzędzia

W dotychczasowych opracowaniach [1,2] przedstawiono różne modele specjalnych narzędzi ściernych, których powierzchnię roboczą stanowią monokrystaliczne ziarna węgliku krzemu. Model powierzchni roboczej narzędzia ściernego o regularnym rozmieszczeniu i zorientowaniu ziarn przedstawiono na rys. 1.



Rys. 1. Model roboczej powierzchni narzędzia ściernego o regularnym rozmieszczeniu i zorientowaniu ziarn

Rozmieszczone na niej blaszkowate monokryształy α -SiC odznaczają się jednakowymi wymiarami ziarn (a , k) i posiadają wierzchołki (o kącie $\varepsilon = 120^\circ$) występujące na wysokość (e) nad powierzchnią spoiwa.

Ziarna te ustawione są w taki sposób żeby wektor prędkości skrawania był równoległy do osi optycznej kryształu α -SiC. Regularność rozmieszczenia tych ziarn na powierzchni roboczej narzędzia określają podziałka wzdłużna:

$$b = a + d, \quad (1)$$

oraz podziałka poprzeczna

$$c = k + d. \quad (2)$$

Odległości (d) pomiędzy powierzchniami ziarn zarówno w kierunku wzdłużnym jak i poprzecznym są jednakowe i w sposób jednoznaczny zależą od struktury narzędzia ściernego. Przyjmując, że w narzędziu ściernym ziarna i spoiwo jest rozmieszczona regularnie, udział objętościowy ziarn w narzędziu określono zależnością:

$$V_z = \frac{a \cdot k}{b \cdot c} \quad (3)$$

Pomiędzy powyższym wyrażeniem a numerem struktury narzędzia zachodzi związek:

$$V_z = 0,62 - 0,02 N_g \quad (4)$$

w którym liczba N_g oznacza numer struktury narzędzia ściernego. Uwzględniając wyniki wcześniejszych badań ustalono [1], że grubość ziarna jest równa

$$a = s \cdot k \quad (5)$$

gdzie:

s - współczynnik kształtu ziarna, którego średnia wartość dla ziarn grubych wynosi 0,3.

Uwzględniając więc zależności (1, 2, 3, i 5) odległość (d) wyraża się następująco:

$$d = k \left(\sqrt{\frac{0,3}{V_z} + 0,1225} - 0,65 \right) \quad (6)$$

W procesie skrawania ziarna odwzorowują swój profil na powierzchni obrabianej, pozostawiając ślady odległe od siebie o wartość podziałki (m) (rys. 1), której zależność od wymaganej gładkości powierzchni obrabianej ujmuje wyrażenie:

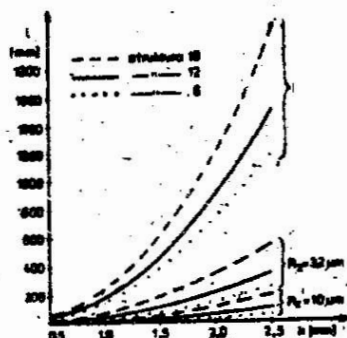
$$m = 2 \sqrt{3} R_z \quad (7)$$

Wartości podziałki (m) są bardzo małe, rzędu kilkudziesięciu μm i trudne do zmierzenia. Dlatego też bardziej celowym jest posługiwanie się pojęciem modułu (1) narzędzia, który określa odległość pomiędzy wierzchołkami ziarn o powtarzającym się położeniu.

Wielkość tę, na podstawie zależności wynikających z rys. 1, można wyrazić w postaci:

$$l = \frac{b \cdot c}{2\sqrt{3} R_z} \quad (8)$$

Graficzną ilustrację tej zależności są wykresy przedstawione na rys. 2.



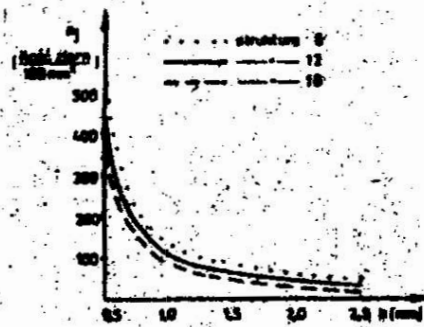
Rys. 2. Zależność modułu (l) powierzchni roboczej narzędzia ściernego od wymiaru charakterystycznego ziarn (k) przy dopuszczalnej wysokości nierówności powierzchni obrabianej narzędziami o różnych strukturach

Najistotniejszy wpływ na wartość tego modułu ma wielkość ziarn. Natomiast przy określonej ziarnistości o odległości pokrywających się ziarn w równym stopniu decyduje struktura narzędzia i chropowatość obrabianej powierzchni. Im bardziej otwartą strukturę ma narzędzie oraz im większe ma być gładkość obrabianej powierzchni, tym większy jest moduł, po którym powierzchnia robocza narzędzia ma identyczne własności.

Sposób rozmieszczenia ziarn na powierzchni roboczej narzędzia wpływa także na ilość ziarn biorących udział w skrawaniu. Wskaźnikiem tego jest ilość ziarn przypadających na jednostkę powierzchni roboczej narzędzia:

$$n_j = \frac{1}{b \cdot c} \quad (9)$$

Ilość ziarn przypadających na jednostkę powierzchni roboczej narzędzia w sposób istotny zależy od wielkości tych ziarn oraz od struktury narzędzia (rys.3).



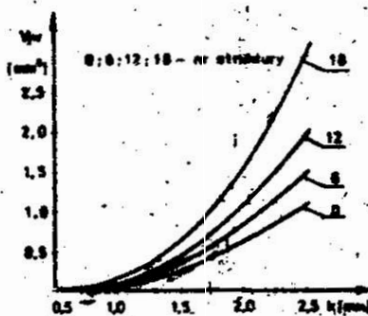
Rys. 3. Ilość ziarn monokrystalicznych przypadających na 100mm² powierzchni roboczej narzędzia ściernego w zależności od ich wymiaru charakterystycznego k i struktury narzędzia ściernego

Im większe ziarna oraz im bardziej otwarta struktura narzędzia, tym mniejsza ich ilość przypada na jednostkę powierzchni.

Bardzo istotnym parametrem z punktu widzenia własności eksploatacyjnych narzędzia, charakteryzującym powierzchnię roboczą jest objętość gniazd wiórowych występujących we wrębach międzyziarnowych, którą dla przypadku gdy $e < \frac{\sqrt{3}}{6} k$ określono [1] zależnością:

$$V_{jw} = e \cdot b \cdot c = \sqrt{3} \cdot e^2 \cdot a. \quad (10)$$

Jak wynika z rys. 4 objętość wrębów międzyziarnowych zwiększa się parabolicznie wraz ze wzrostem wielkości ziarn ściernych oraz ze zmniejszeniem się udziału objętościowego ziarn narzędziu tj. w miarę jak struktura narzędzia staje się bardziej otwarta.



Rys.4. Zależność objętości pojedynczego gniazda wiórowego (V_{jw}) od wymiaru charakterystycznego ziarn (k) i struktury narzędzia ściernego

Znaczny wpływ na objętość gniazd wiórowych ma wysokość wystawienia wierzchołków ziarn nad powierzchnię spoiw oraz porowatość narzędzia. Wszystko to decyduje o potencjalnej wydajności skrawania. Jednak aby przy użyciu takich narzędzi ściernych uzyskać maksymalne efekty obróbkowe muszą być spełnione warunki wytrzymałościowe zapewniające odpowiednie utwierdzenie ziarn ściernych w masie narzędzia.

3. Analiza utwierdzenia ziarn

Używane dotychczas w badaniach [1] fizyczne modele monokrystalicznych narzędzi ściernych o regularnym rozmieszczeniu ziarn posiadały budowę zwartą. Odznaczały się więc małą objętością gniazd wiórowych, co utrudniając usuwanie wiórów powodowało zacieranie się ich powierzchni roboczej. Uwzględniając powyższe doświadczenia w analizowanym modelu teoretycznym zmniejszono udział objętościowy ziarn w stosunku do struktur występujących w standardowych narzędziach ściernych. Zapewnia się przez to zwiększenie udziału objętościowego porów powodując tym samym wzrost objętości potencjalnych gniazd wiórowych narzędzia.

Do określenia warunków wytrzymałościowych utwierdzonych ziarn, z uwzględnieniem udziału objętościowego porów w narzędziu ściernym, przyjęto założenia upraszczające

1. Wychodząc z tego, że na objętość całkowitą narzędzia ściernego składa się objętość porów (V_p), spoiwa (V_s) i ziarn (V_z) określoną zależnością [3]:

$$V_p + V_s + V_z = 1, \quad (11)$$

oraz zakładając regularność rozmieszczenia ziarn w omawianym modelu przyjęto, że w dowolnym przekroju jednostkowy udział powierzchniowy spoiwa odpowiada jednostkowemu udziałowi objętościowemu w dowolnej objętości tegoż spoiwa.

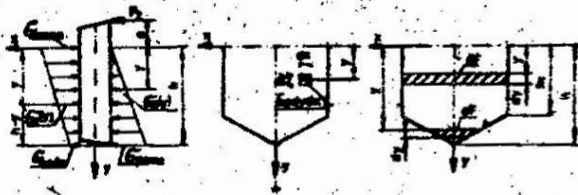
2. Przyjmując również, że na ziarno, którego objętość jest V_z , spoiwo ma objętość V_s równą V_z .

$$v_{sz} = \left(1 + \frac{v_p}{v_s} \right)^{-1} \quad (12)$$

Analizując utwardzenie ziarna w omawianym modelu narzędzia ściernego przyjęto ponadto, że:

- modelem ziarna jest płytka o kształcie szeciokąta foremnego,
- oddziaływanie siły stycznej skrawania P_z na utwardzone ziarno jest statyczne,
- wysokość wystawania wierzchołka ziarna nad powierzchnię spoiwa $e \leq \frac{\sqrt{3}}{8} k$.

Regularność rozmieszczenia ziarn na powierzchni roboczej narzędzia zapewnia takie ich utwardzenie, że pod działaniem stycznej siły skrawania P_z powstają w spoiwie naprężenia ściskające, których zależności określono na podstawie rys. 5.



Rys. 5. Rozkład naprężeń ściskających w spoiwie pod działaniem siły P_z i sposób jej obliczenia

Warunki równowagi w rozpatrywanym przypadku przedstawiają się następująco:

- bryła naprężeń σ_{lmin} przenosi siłę P_z jako:

$$\int_F \sigma_{lmin} v_{sz} dF = P_z \quad (13)$$

gdzie:

$$dF = dy k \quad \text{dla } 0 \leq y \leq h_1$$

$$dF = \frac{h-y}{h-h_1} k dy \quad \text{dla } h_1 \leq y \leq h$$

po rozwiązaniu całki otrzymano ostatecznie

$$\sigma_{lmin} = \frac{2 P_z}{k v_{sz} (h + h_1)} \quad (14)$$

- wypadkowa bryły naprężeń $\sigma_1 - \sigma_{1min}$ jest równa wypadkowej bryły naprężeń σ_p czyli:

$$\int_F (\sigma_1 - \sigma_{1min}) v_{sz} dF - \int_F \sigma_p v_{sz} dF = 0, \quad (15)$$

$M_x = 0$ wyrażony jest w postaci:

$$- P_z e + \int_F \sigma_p v_{sz} y dF - \int_F \sigma_1 v_{sz} y dF = 0 \quad (16)$$

gdzie:

$$\sigma_p = \frac{p_{max}}{h} y$$

$$\sigma_1 = \sigma_{1min} + \frac{\sigma_{1max} - \sigma_{1min}}{h} (h - y)$$

Po rozwiązaniu równań (15) i (16) otrzymano ostatecznie:

$$\sigma_{pmax} = - \frac{2 P_z}{k} \left[\frac{1}{h + h_1} \left(1 + \frac{1+q+q^2-q^3}{1+q+q^2+q^3} \right) + \frac{6 e}{h^2(1+q+q^2+q^3)} \right]$$

$$\left(\frac{1 + 2q + 3q^2 + q^3 - q^5}{2 + 4q + 3q^2 + 3q^3 + q^4 - q^5} - 1 \right)^{-1} v_{sz}^{-1} \quad (17)$$

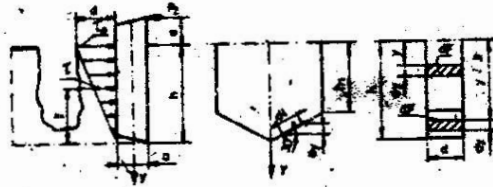
$$\sigma_{1max} = \left(\sigma_{pmax} \frac{1 + q + q^2}{2 + 2q - q^2} + \sigma_{1min} \right) v_{sz}^{-1} \quad (18)$$

gdzie:

$$q = \frac{h_1}{h}$$

Analizując utwierdzenie ziarn w spoiwie rozpatrzono także przypadek gdy pomiędzy ziarnami powstanie przestrzeń spowodowana np. wykruszeniem się ziarna (rys. 6). Zatem pod działaniem siły P_z powstaną w spoiwie naprężenia złożone na które składa się ścinanie i zginanie. Z chwilą przekroczenia dopuszczalnych naprężeń ścinających spoiwa, nastąpi zmniejszenie się siły utwierdzenia co w ostateczności doprowadzi do wyrwania ziarna ze spoiwa, mimo że powstałe

naprężenia zginające spoiwo nie przekraczały wartości dopuszczalnych.



Rys. 6. Rozkład naprężeń ścinających w spoiwie pod działaniem siły P_z i sposób jej obliczenia

Wobec tego do obliczeń przyjęto naprężenia ścinające, które na podstawie rys. 6 określono jako:

$$P_z (e + h) = \int_F \tau y v_{sz} dF \quad (19)$$

gdzie:

$$\tau = \frac{\tau_0}{h} y$$

$$dF = d dy$$

$$\text{dla } 0 \leq y \leq h_1$$

$$dF = d dl = 2 d dy$$

$$\text{dla } h_1 \leq y \leq h$$

po rozwiązaniu równania (19) otrzymano ostatecznie:

$$\tau_0 = \frac{3 P_z (e + h) h}{2 d (2h^3 - h_1^3)} v_{sz}^{-1} \quad (20)$$

Bardzo istotnym dla pewności utwierdzenia ziarna jest jego wytrzymałość mechaniczna. Mając to na względzie, wyznaczone - na podstawie rys. 6 - wielkość naprężeń zginających ziarno pod działaniem siły P_z jako:

$$\sigma_g = \frac{6 P_z e}{ka^2} \quad (21)$$

Uwzględniając przedstawione warunki wytrzymałościowe wyznaczone także graniczne wartości stycznej siły skrawania dla przypadków:

- ściskania spoiwa

$$P_z = \frac{\left(1 - \frac{1+q+q^3}{2+2q+q^2} \cdot \frac{w}{z}\right) k k_c}{2 \left[\frac{e}{h^2 z} + \frac{1}{h+h_1} \left(1 + \frac{w}{z}\right) \right]} V_{sz} \quad (22)$$

gdzie:

$$w = 1 + q + q^2 - q^3$$

$$z = 1 + q + q^2 - q^3$$

k_c - dopuszczalne naprężenia na ściskanie spoiwa

- ściskania spoiwa

$$P_z = \frac{2d k_t (2h^3 - h_1^3)}{3h(e+h)} V_{sz} \quad (23)$$

gdzie:

k_t - dopuszczalne naprężenia na ścinanie spoiwa,

zginania ziarna

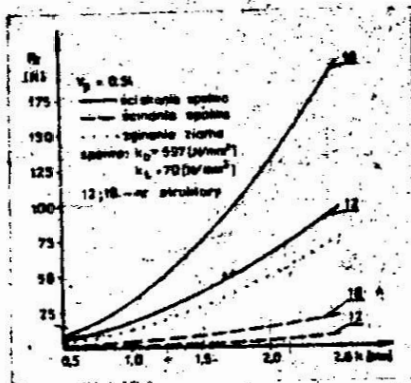
$$P_z = \frac{k a^2 k_g}{6 e} \quad (24)$$

gdzie:

k_g - dopuszczalne naprężenia na zginanie ziarna

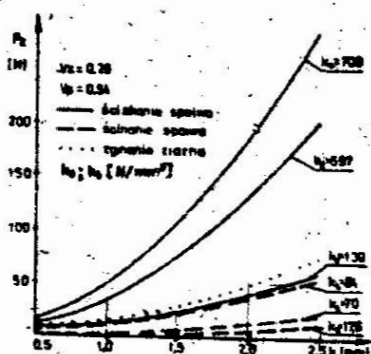
Na podstawie powyższych zależności obliczyć można graniczne wartości stycznej siły skrawania P_z przy uwzględnieniu różnych warunków wytrzymałościowych, związanych z utwierdzeniem ziarna oraz przy zachowaniu dopuszczalnych naprężeń. Można więc określić graniczne wartości tej siły w funkcji wielkości ziarn ściernych, struktury i porowatości narzędzia oraz własności zastosowanego spoiwa. Z rys. 7 i 8 wynika, że na graniczną wartość siły P_z korzystnie wpływa wzrost wielkości ziarna.

Na utwierdzenie ziarn istotny wpływ ma także ich objętościowy określany numerami struktury wykraczającymi obecnie stosowane normy (rys. 7).



Rys. 7. Zależność granicznej wartości siły P_z od wymiaru charakterystycznego ziarn (k) i struktury narzędzia ściernego

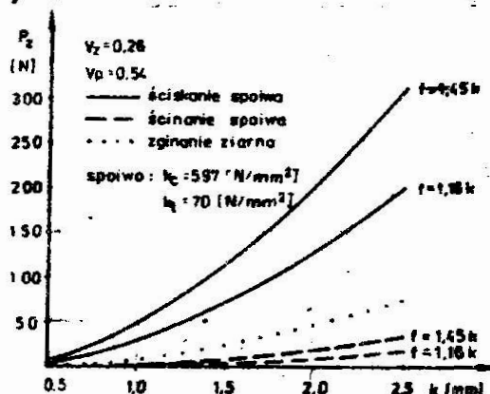
Ze względu na wielkość ziarn oraz zapewnienie dużej wydajności skrawania zaleca się stosować zaniżony udział objętościowy ziarn monokrystalicznych nawet do zaledwie 26% objętości narzędzia. Odpowiada to nr 18 struktury, którą przyjmuje się nazywać strukturą ponadtwardą. Najistotniejszy jednak wpływ na wartość granicznej siły P_z mają własności wytrzymałościowe spoiw (rys. 8).



Rys. 8. Zależność granicznej wartości siły P_z od wymiaru charakterystycznego ziarn (k) i od własności spoiwa

Wzrost wytrzymałości spoiwa powoduje proporcjonalne zwiększenie siły niezbędnej do wyrwania ziarna z jego utwierdzenia w masie narzędzia ściernego. Dotyczy to wszystkich form niszczenia spoiwa tak przez ściskanie jak i podczas jego ścinania. Biorąc jednak pod uwagę szczególnie małą odporność spoiwa na ścinanie należy dążyć do eksploatacji narzędzi w takich warunkach aby taki stan wytrzymałościowy nie występował lub też występował jedynie w sporadycznych przypadkach.

Wielkość ziarn ograniczona jest przeznaczeniem tych narzędzi do obróbki powierzchni o znacznej gładkości. Stąd w praktyce maksymalne wymiary ziarn ściernych nie powinny przekraczać wielkości $k_s = 1,0 - 1,5$ mm. Zatem aby otrzymać odpowiedniej gładkości obrobioną powierzchnię przy zwiększonych parametrach obróbki (większa siła P_z) celowe jest zastosowanie ścierniwa o takich kształtach ziarn, aby ich długość zawierała się w zakresie $f = (1,16 \div 1,45)k$. Wówczas wartości siły granicznej P_z kształtują się tak jak ilustruje to rys. 9.

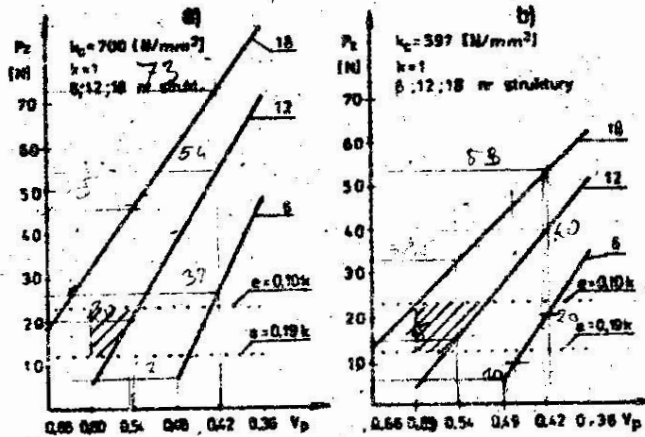


Rys. 9. Zależność granicznej wartości siły P_z od wymiaru charakterystycznego ziarn (k) i od długości ziarn (f)

Wynikająca stąd przydatność ziarn wydłużonych sprawia, że koniecznością staje się podjęcie prac związanych z segregacją kształtową ziarn monokrystalicznych a także opracowaniem takich technologii wytwarzania tych ziarn by różnicowanie kształtowe ziarn wykorzystać w stopniu maksymalnym.

W budowie takich narzędzi ściernych decydujący wpływ na ich przydatność eksploatacyjną ma porowatość. Wprawdzie wzrost porowatości narzędzia pogarsza utwierdzenie ziarn (rys. 10) lecz jej zmniejszenie powoduje wzrost zanieczyszczenia się

powierzchni roboczej narzędzia podczas szlifowania i wyraźne pogorszenie efektów tego procesu obróbkowego.



Rys. 10. Zależność granicznej wartości siły P_z od porowatości, struktury i własności spoiwa

Bardzo istotną dla pewności utwierdzenia ziarna o określonych własnościach wytrzymałościowych i ustalonej granulacji jest wysokość wystawiania jego wierzchołka nad powierzchnię spoiwa (e). Biorąc więc pod uwagę własności wytrzymałościowe ziarna i jego utwierdzenie oraz przydatność obróbkową narzędzia uwzględniając między innymi wydajność obróbki ustalonej, że wysokość wystawiania wierzchołków ziarn nad spoiwem powinna się zawierać w granicach $e = (0,10 \div 0,19) k$.

Uwzględniając powyższe oraz ustalony wcześniej zakres realnych struktur narzędzi monokrystalicznych a także konieczną ich porowatość otrzymuje się zakres optymalnych wartości granicznej siły skrawania P_z . Na rys. 10 obszar ten zaznaczono powierzchnią zakreskowaną.

Z punktu widzenia eksploatacji narzędzi monokrystalicznych oraz względów wytrzymałościowych ziarn a także wytrzymałości spoiwa optymalną budowę odznaczają się te narzędzia, których własności zawierają się w obszarach zakreskowanych na rys.10. Z przedstawionych dwóch wykresów, sporządzonych dla różnych spoiw odznaczających się wysokimi własnościami wytrzymałościowymi, kształt i wielkość tego optymalnego obszaru jest nieco inna. Niestety dla obecnie stosowanych spoiw obszar taki w ogóle nie występuje. Należy więc koniecznie zwrócić do stosowania spoiw bardziej wytrzymałych oraz odznaczających się lepszymi własnościami i ziarnami węglisko węgla.

Jest to szczególnie istotne dla ziarn monokrystalicznych, które posiadają rozległe powierzchnie o dużej gładkości. Obecnie stosowane spoiwa ceramiczne utwierdzają ziarna węgla krzemu w sposób mechaniczny. Powoduje to, że po przekroczeniu naprężeń dopuszczalnych spoiwa występuje wykruszenie ziarna. Wykruszenie to jest szczególnie niekorzystne, gdyż taki naruszony stan utwierdzenia ziarn w narzędziu wywołuje dominację naprężeń ścinających spoiwo co znacznie osłabia utwierdzenie pozostałych ziarn. Przy zapewnieniu zaś chemicznego wiązania ziarn ze spoiwem nadmierne obciążenie ziarn spowodowałoby zaledwie częściowe ich wykruszenie, stwarzając korzystny stan samoostrzenia się narzędzia ściernego. Bardzo istotnego zatem znaczenia nabierają własności spoiw używanych do wiązania ziarn. Muszą one spełniać warunki znacznej wytrzymałości mechanicznej przy jednoczesnym zapewnieniu wiązania chemicznego z ziarnami węgla krzemu i odpowiedniej porowatości wewnętrznej w stanie związanym. Wymaga to opracowania nowych spoiw ceramicznych np. modyfikowanych związkami chemicznymi i surowcami mineralnymi [4] lub zastosowania odpowiedniego powlekania ziarna ściernego tworzywami dewitryfikacyjnymi [5]. Wiąże się to jednocześnie z koniecznością opracowania nowych, zupełnie odrębnych technologii wytwarzania narzędzi, gdyż zmiana rozmieszczenia ziarn w narzędziu według określonych, regularnych wymogów stwarza poważne bariery technologiczne, które są nie- możliwe do pokonania przy użyciu dotychczas stosowanych spoiw.

4. Wnioski

Powyższe rozważania dotyczące teoretycznych podstaw budowy narzędzi ściernych z monokrystalicznych ziarn węgla krzemu, upoważniają do sformułowania następujących wniosków, zawierających wskazania przydatne także dla celów praktycznych:

1. Zmniejszenie udziału objętościowego ziarn powoduje wzrost objętości gniazd wiórowych i daje możliwość zwiększenia porowatości narzędzia ściernego, a także korzystnie oddziałuje na utwierdzenie ziarn, co jest bardzo korzystne z punktu widzenia własności eksploatacyjnych narzędzia, a w szczególności wydajności obróbki.

2. Wzrost wielkości ziarn korzystnie wpływa na ich utwierdzenie oraz własności eksploatacyjne narzędzia ściernego, natomiast niekorzystnie wpływa na gładkość powierzchni obrabianej - stąd maksymalne wymiary ziarn ściernych nie powinny przekraczać wielkości $k = 1,0 \div 1,5$ mm.
3. W celu pełniejszego wykorzystania potencjału skrawnego oraz zwiększenia trwałości monokrystalicznych narzędzi ściernych należy zastosować spoiwa o innym, pewniejszym charakterze wiązania niż to występuje w używanych obecnie spoiwach ceramicznych. Należy więc opracować spoiwa ceramiczne modyfikowane związkami chemicznymi i surowcami mineralnymi bądź opanować powlekanie ziarn ściernymi tworzywami dewitryfikacyjnymi.
4. Uwzględniając własności wytrzymałościowe ziarn ściernych i charakter ich utwierdzenia a także względy eksploatacyjne narzędzi i gładkość powierzchni obrobionej określono zakres parametrów optymalnych ujmującą następującą charakterystykę regularnych narzędzi ściernych: $0,26 \leq V_z \leq 0,38$;
 $V_p \leq 0,60$; $1,0 \leq k \leq 1,5$; $0,10 k \leq e \leq 0,19 k$;
 $1,16 k \leq f \leq 1,45 k$.

Literatura

1. Borkowski J.: Podstawy stosowania monokrystalicznych ziarn węgliku krzemu w obróbce ścierniej, Monografia IBM, nr 6, WSI-Koszalin 1979.
2. Borkowski J., Budniak Z., Husejko W.: Modele specjalnych narzędzi ściernych o różnym stopniu uporządkowania monokrystalicznych ziarn węgliku krzemu, Materiały konferencyjne IBM, WSI - Koszalin 1980.
3. Jankowski E., Skupiński S.: Materiały i wyroby ściernie, WNT Warszawa 1966.
4. Jaworska H.: Niektóre zagadnienia dotyczące spoiw ceramicznych do ściernic z węgliku krzemu, Prace KOPROTECHU , Nr 4/1977.

5. Kwiatkowski A., Herman D.: Z badań nad zabezpieczeniem warstwę tworzywa dewitryfikacyjnego ziarn z węgliku krzemu przed utlenianiem w procesie spiekania ze spoiwem ceramicznym, Praca niepublikowana.

Streszczenie

W przedstawionym artykule rozpatrzono teoretyczny model narzędzia ściernego o regularnym rozmieszczeniu i zorientowaniu monokrystalicznych ziarn węgliku krzemu określając parametry charakteryzujące powierzchnię roboczą oraz efekty obróbki. Przeprowadzono również analizę utwierdzenia ziarn w wyniku czego wyznaczono graniczne wartości siły stycznej skrawania P_z przy uwzględnieniu różnych warunków wytrzymałościowych spoiwa i ziarna zachowując naprężenia dopuszczalne. Wyniki obliczeń pozwoliły zweryfikować dotychczasowe technologie wytwarzania narzędzi monokrystalicznych jak również wskazały kierunek do opracowania nowych spoiw, których własności umożliwiłyby zastosowanie optymalnych technologii wytwarzania takich narzędzi.

Construction principles of abrasive tools with monocrystal silicon carbide grains

In this paper, a theoretical model of the abrasive tool with regular arrangement of the silicon carbide monocrystal grains was analysed to evaluate the parameters of the working surface of this tool and the process effects.

The extreme values of the tangential cutting force P_z for different strengths of the bond and grain were determined as a result of the grain restraint and an allowable stress analysis.

The computation results made it possible to verify the present technology of the abrasive tools with monocrystal grains. It was also possible to indicate the trends of development of the new bond materials which would allow to optimize the technology of this kind of tools.

Основы создания абразивного инструмента из монокристаллических зерен карбида кремния

В данной статье рассмотрена теоретическая модель абразивного инструмента с регулярным размещением и ориентацией монокристаллических зерен карбида кремния. Определены параметры, характеризующие рабочую поверхность и результаты обработки. Проведен также анализ укрепления зерен, благодаря которому были определены предельные значения касательной силы резания P_z с учетом различных условий прочности связи в зернах, сохраняя допустимые напряжения. Результаты расчетов позволили проверить существующие технологии производства монокристаллических инструментов, а также указать направления разработки новых связок, свойства которых дадут возможность применить оптимальные технологии производства таких инструментов.

BADANIE KRUCHOŚCI DYNAMICZNEJ ZIARN WĘGLIKA KRZEMU

Józef Borkowski, Leon Charkiewicz, Ireneusz Okowicki

1. Wprowadzenie

Odporność na obciążenia dynamiczne jest jedną z najważniejszych własności jaką powinny odznaczać się materiały ściernie stosowane do produkcji narzędzi ściernych związanych ściernicami. Trudne warunki obróbki np. w szlifowaniu wydajnościowym, wymagają stosowania materiałów ściernych o wysokiej odporności na kruchość dynamiczną. Dlatego też znajomość tej cechy zarówno na etapie wytwarzania ściernicy jak i jego zastosowania w określonym wyrobie ściernym jest w pełni uzasadniona.

Analiza znanych metod badania wytrzymałości dynamicznej ściernic diamentowych, stosowanych przez laboratoria de Seers'a [1], przyczyniła się do przyjęcia analogicznej zasady badawczej przy ocenie kruchości dynamicznej ziarn węglików krzemu. Jako kryterium oceny kruchości przyjęto taką ilość uderzeń kulą stalową, w wyniku której pozostaje 50% masy ściernicy na sicie o rząd drobniejszym, od sita użytego do wstępnego rozdziału ściernicy.

W niniejszym artykule przedstawiono metodykę i wyniki badań kruchości dynamicznej węglików krzemu. Omówiono również zagadnienia związane z budową stanowiska badawczego.

2. Stanowisko badawcze

Po przeanalizowaniu kilku konstrukcji urządzeń używanych w badaniach kruchości ściernic diamentowych [1,2,3] do badań

Adres: doc.dr hab.inż.J.Borkowski, mgr inż. L.Charkiewicz,
mgr inż. J. Okowicki, Wyższa Szkoła Inżynierska, Wydział
Mechaniczny, ul. Racławicka 15-17, 75-620 Koszalin

BADANIE KRUCHOŚCI DYNAMICZNEJ ZIARN WĘGLIKA KRZEMU

Józef Borkowski, Leon Charkiewicz, Ireneusz Okowicki

1. Wprowadzenie

Odporność na obciążenia dynamiczne jest jedną z najważniejszych własności jaką powinny odznaczać się materiały ściernie stosowane do produkcji narzędzi ściernych związanych ściernicami. Trudne warunki obróbki np. w szlifowaniu wydajnościowym, wymagają stosowania materiałów ściernych o wysokiej odporności na kruchość dynamiczną. Dlatego też znajomość tej cechy zarówno na etapie wytwarzania ściernicy jak i jego zastosowania w określonym wyrobie ściernym jest w pełni uzasadniona.

Analiza znanych metod badania wytrzymałości dynamicznej ściernic diamentowych, stosowanych przez laboratoria de Seers'a [1], przyczyniła się do przyjęcia analogicznej zasady badawczej przy ocenie kruchości dynamicznej ziarn węglików krzemu. Jako kryterium oceny kruchości przyjęto taką ilość uderzeń kulą stalową, w wyniku której pozostaje 50% masy ściernicy na sicie o rząd drobniejszym, od sita użytego do wstępnego rozdziału ściernicy.

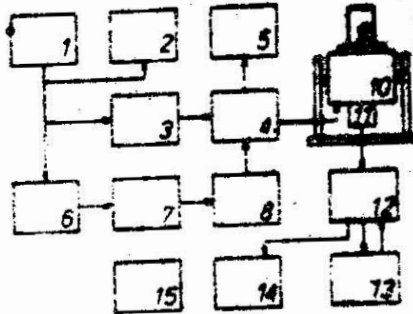
W niniejszym artykule przedstawiono metodykę i wyniki badań kruchości dynamicznej węglików krzemu. Omówiono również zagadnienia związane z budową stanowiska badawczego.

2. Stanowisko badawcze

Po przeanalizowaniu kilku konstrukcji urządzeń używanych w badaniach kruchości ściernic diamentowych [1,2,3] do badań

Adres: doc.dr hab.inż.J.Borkowski, mgr inż. L.Charkiewicz,
mgr inż. J. Okowicki, Wyższa Szkoła Inżynierska, Wydział
Mechaniczny, ul. Racławicka 15-17, 75-620 Koszalin

własnych skonstruowano stanowisko umożliwiające zastosowanie zbliżonej metodyki badań. Stanowisko to (rys. 1) wyróżnia się odmiennym układem sterowania i sposobem generacji drgań mechanicznych.



Rys. 1. Schemat blokowy stanowiska do badań odporności na kruchość dynamiczną ziarn węgla krzemu;
1 - generator sinusoidalny, 2 - częstotłomierz-czasomierz cyfrowy, 3 - wzmacniacz mocy, 4 - układ wykonawczy "Stop", 5 - symulator obciążenia, 6 - przetwornik sinusoida/prostokąt, 7 - licznik i programator liczby impulsów, 8 - dekoder "Stop", 9 - pojemnik do rozdrabniania ziarn, 10 - elektrodynamiczny wzbudnik drgań, 11 - piezoelektryczny czujnik przyspieszeń, 12 - miernik drgań, 13 - przestrajany filtr pasmowo-przepustowy, 14 - oscyloskop, 15 - zestaw analizy siłowej (waga laboratoryjna i komplet sit)

Organem roboczym był podobnie jak w znanych stanowiskach do takich badań pojemnik stalowy z kulką, do którego wysypywano odmierzaną ilość badanego ścierniwa. Pojemnik wraz z zawartością zamocowano na górnej płaszczyźnie roboczej elektrodynamicznego wzbudnika drgań mechanicznych. Wzbudnik ten sterowany był z generatora sinusoidalnego, poprzez wzmacniacz mocy i układ wykonawczy "STOP". Regulację częstotliwości drgań zapewniał generator sinusoidalny. Amplituda drgań regulowana była poziomem sygnału otrzymywanego ze wzmacniacza mocy. Amplitudę drgań oceniano przy pomocy miernika drgań, po dwukrotnym scałkowaniu wyjściowego sygnału napięciowego z piezoelektrycznego czujnika przyspieszenia, umieszczonego na organie ruchomym wzbudnika drgań. Na wejście licznika i programatora liczby impulsów podawano impulsy prostokątne z wyjścia przekształtnika sinusoida/prostokąt.

Po zdekodowaniu zadanej na programatorze liczby impulsów przez dekodery "STOP", układ wykonawczy "STOP" odłącza i hamuje elektrodynamiczny wzbudnik drgań oraz załącza symulator obciążenia na wejście wzmacniacza mocy.

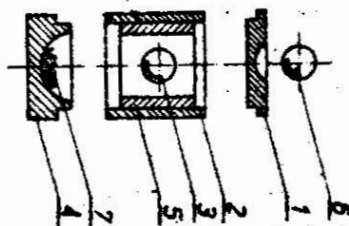
Parametry i dane techniczne stanowiska były następujące:

- generowanie, pomiar i przetwarzanie sygnału wymuszającego drgania sinusoidalne w paśmie 13...40...60 s⁻¹ przy zachowaniu stabilności w zakresie $\pm 0,1\%$ / 2000 s,
- pomiar i regulacja amplitudy międzyszczytowej drgań pojemnika wraz z zawartością - w zakresie 2-5 mm, z dokładnością podawaną $\pm 1\%$,
- programowanie i odczyt liczby impulsów - w zakresie 10⁵-1 z dokładnością ± 1 impuls,
- masy kulki stalowej - 1,5 - 4 g,
- masy próbek - 0,1 - 0,6 g.

Pozostałe wyposażenie stanowiska badawczego były: zestaw sit oraz waga laboratoryjna, które umożliwiły przygotowanie próbek i przeprowadzenie analizy rozdrobnionego ścierniwa.

3. Metodyka badań

Badaniem poddano około 0,6 kg ziarn czarnego węgla krzem 98C wyprodukowanego w 1979r w Fabryce Materiałów i Wyrobów Ściernych "Kerund" w Kole. Badaniem objęto ścierniwa o 7 różnych ziarnistościach: nr 80,70,60,46,36,30 i 24. Badania realizowane w trzech zasadniczych etapach: przesiewanie wstępne, rozdrabnianie i przesiewanie końcowe. Przebieg badań omówiono na przykładzie ścierniwa o ziarnistości nr 24. Porcję ścierniwa o masie od 0,05 do 0,10 kg przesiewano wstępnie na sitach o wielkości oczek 800 μ m i 630 μ m w celu uzyskania w miarę wyrównanej granulacji ziarn. Następnie porcję tę podzielono na próbki o masach $0,4000 \pm 0,0001$ g. Każdą z nich wlepiano do pojemnika, (rys 2), wkładano kulkę stalową o masie $2,04 \pm 0,01$ g i całość montowano na części roboczej elektrodynamicznego wzbudnika drgań. Ustawiano żadaną liczbę impulsów, amplitudę $5,0 \pm 0,1$ mm i częstotliwość drgań $40,00 \pm 0,01$ s⁻¹.



Rys. 2. Pojemnik do rozdrabniania ziarn węglika krzemu:
1 - górna zatyczka, 2 - tuleja zewnętrzna, 3 - kulka stalowa, ϕ 7,92 mm, 4 - zatyczka kulista dolna, 5 - tuleja wewnętrzna, 6 - kulka mocująca, 7 - badane ziarno węglika krzemu

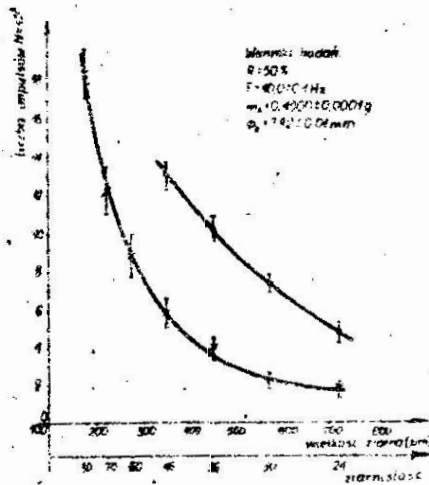
Proces rozdrabniania od chwili rozpoczęcia aż do zakończenia przebiegał w cyklu automatycznym z pełną kontrolą istotnych parametrów wpływających na powtarzalność i zachowanie stabilnych warunków badań. Po zakończeniu rozdrabniania próbkę badanego ziarna SiC 24 przesiewano na sicie o wielkości oczek 500 μ m.

Celem badań było znalezienie na drodze kolejnych przybliżeń takiej ilości impulsów dla ustalonych warunków badań, przy której uzyskuje się 50% pozostałość masową na sicie drobniejszym o jeden rząd wielkości od sita pierwotnego. Ta ilość impulsów jest miarą kruchości dynamicznej ścierniwa. Kruchość dynamiczną określano na podstawie wyników badań kilkunastu próbek ziarn węglika krzemu jednakowej frakcji granulometrycznej.

4. Analiza wyników pomiarów

Uzyskane wyniki badań umożliwiają określenie zależności liczby impulsów odpowiadającej 50% pozostałości, od ziarnistości badanych ścierniw. Przykładem takich zależności są wykresy przedstawione na rys. 3, z których krzywa 1 odnosi się do amplitudy międzyszczytowej drgań równej 5 mm, zaś krzywa 2 odnosi się do amplitudy międzyszczytowej równej 4,5 mm. Z porównania tych krzywych wynika zbliżony charakter przebiegów, a duże przesunięcie świadczy o znacznym wpływie

amplitudy na wyniki badań.



rys. 3. Zależność liczby impulsów w funkcji wielkości ziarna dla 50% pozostałości ścierniwa, przy $Tkr(9; 0,05) = 2,62$ krzywa 1' - dla amplitudy międzyszczytowej $A = 5,0 \pm 0,1$ mm krzywa 2 - dla amplitudy międzyszczytowej $A = 4,5 \pm 0,1$ mm

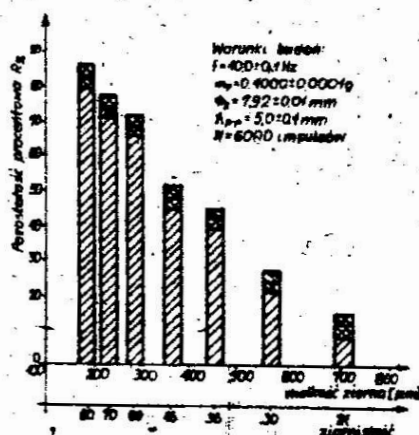
ryzykadowo, w badaniach ścierniwa nr 36 stwierdzono, że przy amplitudzie międzyszczytowej drgań 4,5 mm graniczna liczba impulsów niezbędnych do 50% rozdrobnienia ścierniwa wynosi 10350, podczas gdy przy amplitudzie międzyszczytowej drgań równej 5 mm dla takiego samego efektu wystarczy zaledwie 3850 impulsów. Wynika stąd wniosek, iż amplituda drgań jest parametrem szczególnie istotnym i ma silny wpływ na tempo rozdrobnienia badanych ziarn ściernych.

Z wykresów tych wynika ponadto wniosek, że ziarna większych wymiarach odznaczają się mniejszą odpornością i kruchością dynamiczną niż ziarna drobniejsze. Zwiększona liczba impulsów niezbędnych dla identycznego stopnia rozdrobnienia ziarn drobniejszych jest spowodowana odmiennymi warunkami tłumienia energii kulki.

Podczas uderzeń kulki rozdrabnianiu ulega najprawdopodobniej tylko cienka warstwa ziarn znajdujących się chwilowo na dnie pojemnika. Pozostałe ścierniwo osuwając się wokół kulki chłania i tłumi energię uderzenia. W zależności od ziarnistości badanego ścierniwa różne są zapewne proporcje ziarn

podlegających rozdrobieniu oraz uczestniczących w tłumieniu energii kulki. Także używanie próbek o jednakowej masie lecz o różnej ziarnistości badanego ścierniwa sprawia, że grubość warstwy ziarn podlegających rozdrobieniu jest zróżnicowana. Ponadto może to być spowodowane zróżnicowanym stopniem udarowo-oddziaływania kulki w związku ze zmianą czynnej powierzchni kontaktu z ziarnami. Przy rozdrabnianiu ziarn większych kulka styka się z niewielką ich ilością, oddziałując ze znacznie większą siłą jednostkową niż to ma miejsce przy rozdrabnianiu ziarn drobniejszych. W efekcie oddziaływania tych procesów, przy takiej samej energii uderzenia kulki oraz identycznej ilości impulsów obciążenia, ziarna większe ulegają znaczniejszemu rozdrobieniu niż ziarna drobniejsze.

Kruchość dynamiczna ziarn ściernych jest trudna do wyznaczenia z uwagi na konieczność przeprowadzenia kilka testów niezbędnych dla przybliżonego stopnia rozdrobnienia próbki do wymaganych 50% pozostałości ścierniwa. Do szybkich badań porównawczych bardziej przydatną metodą jest metoda rozdrabniania identycznych próbek ziarn węgliku krzemu o różnej granulacji. Badania takie przeprowadza się w ustalonych warunkach dynamicznych obciążając próbki ścierniwa identyczną ilością cykli. Kruchość dynamiczna w tym przypadku określa się stopniem rozdrobnienia ziarn ocenianą metodą sitowania. Okazuje się, iż wyniki tych badań (rys. 4) są zbliżone do poprzednich.



Rys. 4. Wykres zależności procentowej pozostałości w funkcji wielkości ziarna, dla stałej liczby impulsów $N = 6000$ cykli; przy $Tkr(9;0,05) = 2,262$

Zależność odporności na kruchość dynamiczną ziarn od wielkości ziarna dla założonego poziomu ufności 0,95, jest określona z prawdopodobieństwem 97%.

Średnie odchylenie standardowe dla każdej próby nie przekracza $\pm 7\%$ tj. w zależności od rozmiaru ziarna, graniczna liczba impulsów, waha się od 1800 ± 130 cykli dla ziarna SiC 24 do 18200 ± 1270 cykli dla ziarna SiC 80.

Dla przedstawionej na rys. 4 zależności procentowej pozostałości w funkcji wielkości ziarna (przy stałej liczbie impulsów) - średnie odchylenie standardowe nie przekracza $\pm 3\%$.

5. Wnioski

Z przedstawionych badań wynikają uogólnienia dotyczące samej metodyki jak i oceny kruchości dynamicznej ziarn. Można je sformułować w postaci następujących wniosków.

1. Zmiana amplitudy drgań organu roboczego w bardzo istotny sposób oddziałuje na ilość cykli obciążenia niezbędnych dla odpowiedniego rozdrobnienia badanej partii ścierniwa.
2. W miarę wzrostu wielkości ziarn węgla krzemu odporność na kruchość dynamiczną ścierniwa ulega zmniejszeniu.
3. Kryterium odporności na kruchość dynamiczną ścierniwa, związane z obciążeniem ziarn ściernych określoną liczbą impulsów, jest ze wszęch miar zalecane jako szybki, tani i dokładny sposób oceny własności ścierniw używanych do krajowych wyrobów ściernych.
4. Kryterium odporności na kruchość dynamiczną ścierniwa, związaną z 50% pozostałością ziarn na sicie jest przydatne do oceny ścierniw. Kryterium to zaleca się wykorzystać do oceny ścierniw przeznaczonych na eksport, jako że kryterium takie jest popularne stosowane przez zagranicznych wytwórców materiałów ściernych (głównie diamentowych).

Literatura

1. Belling N.G., Bialy L.: The Frietestor-10 years later. De Beers Diamond Research Laboratory Johannesburg, South Africa.
2. Belling N.G., Deyr H.B.: Impact Strength Determination of Diamond Abrasive Grit Diamond Research Laboratory, Johannesburg.
3. Orikslier J., Kupcik F.: Pročnostnyje Svoistva Čechoslo-
wackich Sintetičeskich Almazov, VJPM, Šumperk, ČSSR.

Streszczenie

W podanej metodzie zwraca się uwagę na istotne zagadnie-
nia przyjętego kryterium oceny kruchości dynamicznej ziarn
węglika krzemu, realizacji stanowiska badawczego i metodyki
badań. Omówione wyniki badań umożliwiają dokonanie oceny
kruchości dynamicznej badanych ścierniw i potwierdzają
praktyczną przydatność tej metody.

Examination of the dynamic shortness of silicon carbide grains

In the present method, an attention is directed to
the relevant issues of the accepted criterion of the
evaluation of dynamic shortness of silicon carbide grains, to
the realization of the experimental setup and method.
Exam- on results discussed in the paper enable to estimate
the dynamic shortness of the examined abrasive as well as to
testify the usefulness of this method.

Исследование динамической хрупкости зерен карбида кремния

В предлагаемом методе обращается внимание на проблемы, связанные с принятием критерия оценки зерен карбида кремния, созданием испытательного стенда и методом исследования. Представленные результаты исследований позволяют на оценку динамической хрупкости исследуемых абразивов и подтверждают практическую пригодность этого метода.

ELEKTROSTATYCZNE POZYSKIWANIE ZIARN MONOKRYSTALICZNYCH
ZE STANDARDOWEGO ŚCIERNIWA WĘGLIKA KRZEMU

Józef Borkowski, Mirosław Wiśniewski

1. Wstęp

Przeprowadzone badania [2,3] dowiodły, że monokrystaliczne ziarna węgla krzemu posiadają własności, które znacznie zwiększają trwałość narzędzi ściernych w porównaniu z narzędziami wykonanymi z ziarna standardowego i umożliwiają wysoką wydajność obróbki. Obecnie rozważane są [2] dwa źródła uzyskiwania "monokrystalicznego" ścierniwa SiC

tzn. zawierającego 40 - 100% monokryształów :

- segregacja ścierniwa standardowego mająca na celu oddzielenie monokryształów od ziarn polikrystalicznych,
- uzyskiwanie monokryształów na drodze syntezy.

Ze względu na skomplikowane i energochłonne procesy technologiczne, otrzymanie monokryształów α - SiC drogą syntezy [7] jest nieopłacalne dla budowy narzędzi ściernych. Bardziej realna jest możliwość uzyskiwania ziarn monokrystalicznych przez segregację ścierniwa standardowego otrzymywanego w przemysłowym procesie syntezy Achesona. Koncentracja ziarn monokrystalicznych w takim ścierniwie może zawierać się w przedziale 2 - 8 %. Jest to uzależnione od składników wsadu, przebiegu procesu a także sposobu rozbierania trzonu pieca po syntezie.

Ścierniwo standardowe było poddawane już próbom segregacji na drodze rozdziału mechanicznego [4,5] w urządzeniach wibracyjnych, walcowo-szczelinowych, itp., których zasada działania polegała w głównej mierze na wykorzystaniu odrębności kształtowej ziarn monokrystalicznych.

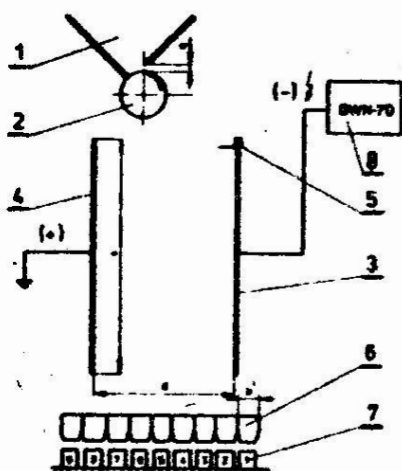
Adres: doc.dr hab.inż. J.Borkowski, mgr inż. M.Wiśniewski
Wyższa Szkoła Inżynierska, Wydział Mechaniczny, ul.Racławicka
15-17, 75-620 Koszalin.

Próby te wykazały znaczną przydatność metod mechanicznych do segregacji ścierniw, jednocześnie unocznili dwa ich podstawowe mankamenty:

- ziarna ściernie stykając się z ruchomymi powierzchniami elementów urządzeń mechanicznych powodują ich rysowanie i szybkie zużycie co zakłóca proces segregacji ścierniwa i podraża jego koszt,
 - urządzenia mechaniczne wymagają stosunkowo dużych nakładów energetycznych na jednostkę masy segregowanego ścierniwa.
- Drogą pozwalającą na zmniejszenie tych niedogodności wydaje się być zastosowanie elektrostatycznej metody segregacji ziarn. Obecnie stosuje się szereg urządzeń wykorzystujących pole elektrostatyczne o dużym natężeniu do segregacji cząstek według ich wielkości, jak np. cukier, mąka, nasiona roślin [1], lub według ich własności elektrycznych (minerały) [6]. Wstępne badania [2,3,5] własności elektrycznych ziarn poli- i monokrystalicznych wykazały różnice zarówno w ich rezystywności wskrośnej jak i powierzchniowej. Rezystywność wskrośna jest ok. 2,5-krotnie większa a rezystywność powierzchniowa 6,5-krotnie większa dla polikryształów w porównaniu z monokryształami. Jednocześnie należy zaznaczyć że parametry te dla polikryształów mają dość znaczny rozrzut wartości. Ponadto wykazano, że powierzchnia właściwa ziarn monokrystalicznych jest nieco mniejsza niż dla polikryształów. Występowanie tych różnic pozwala przypuszczać iż poszczególne ziarna w niejednakowym stopniu będą poddawały się wpływowi pola elektrostatycznego.

2. Stanowisko i metodyka badań

Do badań zbudowane zostało stanowisko, którego schemat przedstawia rys. 1. W górnej części urządzenia znajduje się mechanizm podający ziarno ściernie, załadowane do zbiornika 1. Zmianę wydajności segregacji uzyskiwano przez zmianę prędkości obrotowej (30 - 100 obr/min) wałka 2, podającego ziarna ściernie, oraz przez zmianę szerokości szczeliny (a) w zakresie 0 - 5 mm. Ruch obrotowy wałka 2 powoduje zaipywanie ziarna do komory wysokonapięciowej utworzonej z dwóch płytek 3 i 4 laminatu epoksydowo szklanego pokrytego folią mieszaną.



Rys. 1. Schemat stanowiska badawczego: 1 - zbiornik na ścierniwo, 2 - wałek podający ścierniwo, 3 - elektroda ujemna - wysokonapięciowa, 4 - elektroda dodatnia-uziemiona, 5 - elektroda wyładowcza, 6 - zespół kolektorów odbierających ścierniwo, 7 - zbiorniczki na ścierniwo, 8 - generator wysokiego napięcia

Z płytką 3 połączony jest generator wysokiego napięcia 8 typu GWN - 70. Napięcie podawane na tę płytkę ma ujemną polaryzację w stosunku do potencjału uziemionej płytki 4. Na płytce 3 można osadzać elektrodę wyładowczą 5 wykonaną z cienkiej blachy w postaci wielostrzowego grzebienia. Jej zadaniem jest wytworzenie tzw. wyładowania uletowego polegającego na jonizacji powietrza w strofie wyładowczej elektrody ostrzowej i przepływie silnego prądu jonowego między ostrzami a uziemioną elektrodą. Odległość (d) między elektrodami wytwarzającymi pole statyczne można regulować w zakresie od 0 do 120 mm.

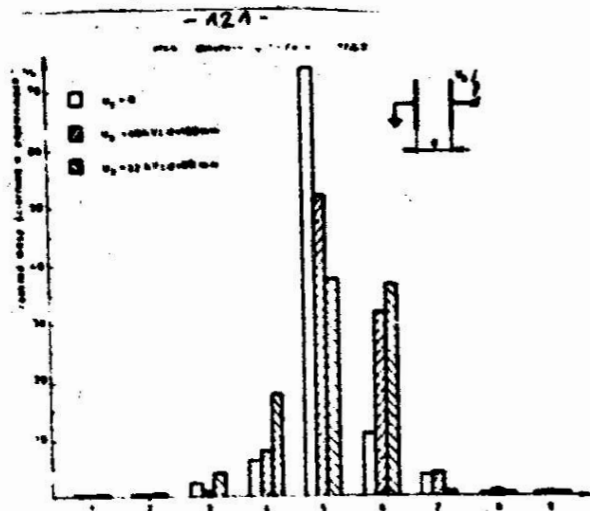
Wysokość (c) elektrod wynosiła 210 mm. Pod komorą wysokiego napięcia znajduje się układ dziewięciu kolektorów 6, o szerokości $b = 15$ mm każdy, rozdzielających segregowane ziarna. Ziarna zbierane są do numerowanych zbiorniczków 7 umieszczonych pod zespołem kolektorów. Wszystkie elementy zostały zamontowane na stelażu wykonanym z nietopliku. Większość elementów konstrukcyjnych stanowiska została wykonana z materiałów izolacyjnych, natomiast elementy metalowe (obudowa silnika, ekrany kabli zasilających, itp) zostały uziemione. Równomierny strumień ścierniwa spływając pomiędzy elektrody podlega wpływowi pola elektrycznego, przy czym ziarna polikrystaliczne posia-

dające bardziej rozwiniętą powierzchnię a tym samym możliwość zgromadzenia większej ilości ładunku elektrycznego są bardziej odchylane w kierunku elektrody uziemionej niż ziarna monokrystaliczne. Zatem należy spodziewać się wzrostu koncentracji monokryształów w zbiorniczkach o początkowych numerach.

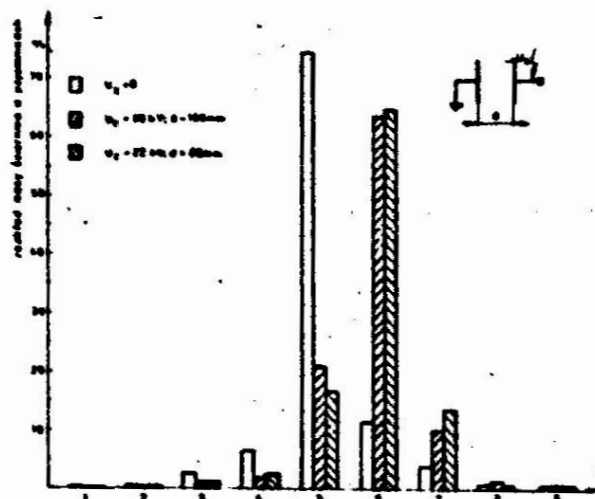
Badania przeprowadzone na tym stanowisku miały na celu określenie wpływu napięcia między elektrodami roboczymi oraz wpływu kształtu i rodzaju pola elektrycznego na koncentrację ziarn monokrystalicznych oraz rozkład mas ścierniwa w poszczególnych zbiorniczkach. Przy zastosowaniu elektrod płaskich uzyskiwano statyczne pole quasijednorodne, natomiast elektroda ostrzowa wytwarzała dynamiczne pole gradientowe. Po przeprowadzeniu segregacji określonej ilości ścierniwa zawartość poszczególnych zbiorniczków ważono na wadze laboratoryjnej i wyznaczano stosunki mas zawartych w poszczególnych zbiorniczkach do całkowitej masy segregowanego ścierniwa. Następnie metodą optyczną określano ilościową koncentrację monokryształów w poszczególnych zbiorniczkach.

3. Badania

Badaniem poddano ścierniwo nr 20 z czarnego węgliku krzemu produkcji krajowej. Segregacja ścierniwa w różnych warunkach napięciowych wykazała istnienie zróżnicowanego wpływu natężenia pola elektrycznego na kształt toru ziarn spadających w polu grawitacyjnym Ziemi a tym samym także na rozkład mas ścierniwa w poszczególnych zbiorniczkach. Przykładowo ilustrują te wykresy słupkowe przedstawione na rys. 2 i 3. Z wykresów tych wynika, iż największa ilość ścierniwa gromadziła się w zbiorniczkach nr 5 i 6, przy czym bez podawania napięcia na elektrody blisko 80% ścierniwa wpada do zbiorniczka nr 5, natomiast gdy elektrody zasilano wysokim napięciem (22 - 40 kV) większy udział masy (ok. 40 - 65%) znalazł się w sąsiednim zbiorniczku nr 6. To nieznaczne przesunięcie, zaledwie rzędu kilku centymetrów, rozkładu mas świadczyło o potrzebie wprowadzenia zmian konstrukcyjnych w budowie stanowiska dla osiągnięcia wyraźniejszego efektu segregacji.



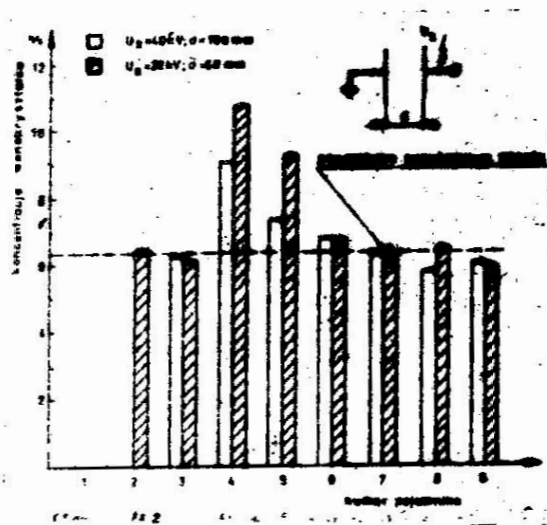
Rys. 2. Rozkład masy ścierniwa w poszczególnych zbiorniczkach dla prób segregacji na stanowisku wyposażonym w elektrody płaskie. Próby przeprowadzono dla ścierniwa o granulacji nr 20



Rys. 3. Rozkład masy ścierniwa w poszczególnych zbiorniczkach dla prób segregacji na stanowisku wyposażonym w elektrody płaskie i elektrodę wyładowczą. Próby przeprowadzono dla ścierniwa o granulacji nr 20

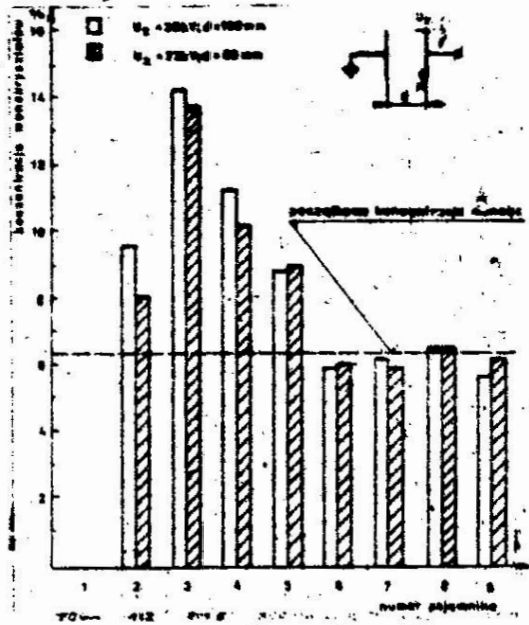
Zagadnienie to można rozwiązać przez:

- wydłużenie elektrod 3 i 4,
- zmianę ukształtowania pola elektrycznego,
- zwiększenie natężenia pola elektrycznego powodującego odchylenie toru spadających w nim ziarn ściernych,
- zwiększenie efektu wytwarzanego przez wyładowanie ulotowe.



Rys. 4. Koncentracja monokrystalicznych ziarn ścierniwa węgla krzemu w poszczególnych zbiorniczkach dla prób segregacji na stanowisku wyposażonym w elektrody płaskie. Próby przeprowadzone dla ścierniwa o granulacji nr 20

Na rys. 4 przedstawiono wyniki oceny koncentracji ścierniwa dla różnych warunków segregacji w polu statycznym. Regulacja odległości elektrod i wielkości napięcia, powodująca zróżnicowanie natężenia pola elektrycznego, oddziaływała na jakość segregacji. Przy zastosowaniu płaskich elektrod statycznych wpływ ten jest stosunkowo mały. Dzięki zastosowaniu dodatkowej ostrzowej elektrody wyładowczej w istniejących warunkach zasilania możliwa jest bardziej efektywna segregacja ziarn ścierniwa. Wynika to z faktu, że prąd wyładowania ulotowego powoduje wzbogacenie ładunków na powierzchni ziarna i wzmocnienie odchylenia w polu wytwarzanym przez elektrody płaskie. Uzyskuje się przez to polepszenie jakości procesu, gdyż przy niewielkim wzroście mocy traconej na zasilanie prąd wyładowania ulotowego uzyskuje się wzrost koncentracji w zbiorniczkach o początkowych numerach. Ilustruje to rys. 5, na którym zestawiono wyniki oceny koncentracji monokryształów w poszczególnych zbiorniczkach dla segregatora wyposażonego w ostrzową elektrodę wyładowczą. W badaniach tych stwierdzono także, iż metoda segregacji w polu elektrycznym nie daje pożądanych efektów dla ścierniw gruboziarnistych (nr 8 - 16).



Rys. 5. Koncentracja monokryształowych ziarn węgla krzemu w poszczególnych zbiorniczkach dla prób segregacji na stanowisku wyposażonym w elektrody płaskie i elektrodę wyladowczą. Próby przeprowadzono dla ścierniwa o granulacji nr 20

Obecny segregator jest przydatny również do wtórnego wzbogacania ścierniwa wstępnie przesegregowanego metodami mechanicznymi [2,4]. Może więc on stanowić poszukiwany wcześniej [2] drugi stopień segregacji ścierniwa.

Jeśli zaś ma on stanowić urządzenie do segregacji pierwotnej wymaga dalszych zmian konstrukcyjnych umożliwiających wydajną segregację ziarn o granulacjach rzędu 100-500 μm.

Dalsze prace nad uzyskiwaniem ze ścierniwa standardowego monokryształów przy użyciu pola elektrycznego będą zmierzają do takich zmian ukształtowania pola elektrycznego oraz ruchu ziarna w jego obrębie aby zapewnić maksymalny efekt segregacji. Ponadto przewiduje się opracowanie modelu zjawiska na podstawie badania różnych układów laboratoryjnych.

4. Podsumowanie

Uzyskane wyniki badań pozwalają na określenie wytycznych dotyczących konstrukcji tak segregatora jak i sposobu przeprowadzania segregacji, a także na określenie parametrów prowadzenia tego procesu.

Wnioski te można przedstawić w następującej postaci:

- metoda elektrostatyczna dawałaby lepsze efekty segregacji w połączeniu z metodami mechanicznymi,
- dla zwiększenia efektywności segregacji należy zastosować stanowisko kaskadowe złożone z kilku piętrowo umieszczonych układów segregacyjnych lub kilkakrotne segregowanie ścierniwa na pojedynczym stanowisku,
- wyładowanie ulotowe poprawia efektywność procesu,
- stanowisko badawcze oraz parametry przeprowadzonych doświadczeń winny podlegać dalszemu procesowi optymalizacji dla uzyskania większych koncentracji monokryształów w segregowanych próbkach oraz wyraźniejszego ich rozdziału,
- efektywność i jakość segregacji wzrasta przy rozdziale ścierniw drobnoziarnistych,
- elektrostatyczny sposób wzbogacania ścierniwa w monokryształy α -SiC powinien być stosowany przy zawężonym składzie granulometrycznym.

Literatura

1. Bakajew A.F., Kosteniuk A.M.: Klasyfikacja sachara-peska po krupności w elektrycznym polu wysokiej napięźności, Sacharnaja Promyslenost' nr 10, 1970, s.20-22.
2. Borkowski J.: Podstawy stosowania monokrystalicznych ziarn węgla krzemu w obróbce ścierniej. Wyd. WSInż. Koszalin, 1979.
3. Borkowski J., Jurkowski G., Markul J.: Wybrane własności monokrystalicznych ziarn węgla krzemu, Konferencja Naukowo-Techniczna nt.: Postępy w Technice Wytwarzania. Kołobrzeg, 21-23 września 1978. Zeszyt: Narzędzia i Technologia Obróbki Ściernej, s. 29-38.
4. Borkowski J., Jurkowski G., Woźniak K.: Pozyskiwanie monokrystalicznych ziarn SiC ze standardowego ścierniwa węgla krzemu. Konferencja Naukowo Techniczna nt.: Postępy w Technice Wytwarzania, Kołobrzeg, 21-23 września 1978, Zeszyt: Narzędzia i Technologia Obróbki Ściernej, s. 39-47.

5. Borkowski J., Budnik Z., Jurkowski G., Kozłowski M., Markul J., Wiśniewski M.: Badanie możliwości i warunków pozyskiwania monokrystalicznych ziarn węgliku krzemu ze ścierniwa standardowego. Sprawozdanie z realizacji II etapu zlecenia 68/II/1977 nt.: Opracowanie metod pozyskiwania monokrystalicznych ziarn węgliku krzemu ze ścierniwa standardowego, Koszalin 1979.
6. Hildebrand H., Kitschen L.: Benefication of Ceramic Raw Materials by High Intensity Magnetic Separation and Electrostatic Sorting. Interceram nr 2, 1969, s.123-127.
7. Świderski I.: Badanie procesów krystalizacji węgliku krzemu. Wydawn. Przem. Masz. WEMA, Warszawa 1977.

Streszczenie

W artykule omówiono ogólne warunki zastosowania wysokonapięciowego pola elektrycznego do wzbogacania ścierni węgliku krzemu w ziarna monokrystaliczne. Przedstawiono stanowisko badawcze i metodykę przeprowadzonych eksperymentów oraz wyniki doświadczeń pozwalające na ocenę jakości segregacji. Omówiono także kierunki stosowania tego sposobu rozdziału ziarn ściernych.

Electrostatic selecting of monocrystal grains from standard silicon carbide abrasive

In this article, general circumstances of applying of high-tension electric field for enrichment of the silicon carbide abrasive in monocrystal grains are discussed. Investigation stand, experimental method and results of the investigation carried out allowed us to evaluate the quality of separation. Directions of applying of this kind of separation are discussed.

Электростатическое получение монокристаллических
зерен из стандартного абразива карбида кремния

В статье представлены общие условия применения высоковольтного электрического поля для обогащения абразива карбида кремния монокристаллическими зернами, показан исследовательский стенд и методика выполненных экспериментов, а также результаты опытов, позволяющие оценить качество сортировки. Рассмотрены также направления применения этого способа разделения абразивных зерен.

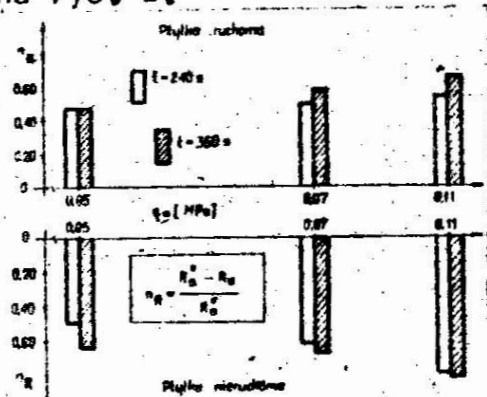
Prins J.F [12] stwierdza, że w procesie konstytuowania warstwy wierzchniej tworzywa ceramicznego dominuje kruche oddzielanie materiału. Równocześnie zachodzi sprężyste odkształcenie powierzchni, wylupywanie poszczególnych ziarn połączone z kruchym ich rozdzielaniem. Powstają przy tym pęknięcia lub mikropęknięcia warstwy wierzchniej. W literaturze [15] stwierdza się, że w poprawnie sterowanym procesie obróbki tworzywa ceramicznego, dominując przecinanie ziarn warunkujące uzyskanie korzystnej topografii powierzchni. Poznanie, wyjaśnienie i opisanie fizykalnych podstaw skrawania ściernego ceramiki ma zasadnicze znaczenie dla optymalizacji warunków obróbki ścierniej tworzyw ceramicznych realizowanej zarówno z dużymi naciskami jednostkowymi, np. szlifowanie jak też z małymi naciskami np. docieranie, a szczególnie wygładzanie ściernicami elastycznymi. Zastosowanie określonej technologii obróbki ścierniej elementów ceramicznych zależy od chropowatości i od dokładności jaką należy zachować po ich wypaleniu, przy czym należy uwzględnić skurcz jaki powstaje podczas wypalania.

2. Sposoby obróbki powierzchni płaskich

Najbardziej znaną i powszechnie stosowaną technologią obróbki ścierniej tworzywa ceramicznego jest szlifowanie. Pozwala ono wprowadzić uzyskać odpowiednio małe błędy kształtu obrabianych elementów, ale uzyskanie bardzo małej chropowatości R_a 0,2...0,5 μm jest trudne. Technologia obróbki gładkościowej ściernicami elastycznymi [5,6] zastosowana do wygładzania powierzchni ceramiki zawierającej 99,5% Al_2O_3 pozwoliła uzyskać chropowatość powierzchni z przedziału $R_a=0,25...0,35$ μm . W wyniku zastosowania tej technologii uzyskano korzystną charakterystykę częstotliwościową powierzchni, objawiającą się zmniejszeniem amplitud składowych harmonicznych o średnich i dużych częstotliwościach. Jednoczesne uzyskanie małych błędów kształtu i dużej gładkości powierzchni wygładzanej ściernicami elastycznymi jest bardzo trudne.

Przed wzajemnie docieranie [11] powierzchni elementów ceramicznych uzyskano dużą gładkość powierzchni i dostatecznie mały błąd kształtu. W badaniach zastosowano odmianę docierania w układzie dwóch płytek ceramicznych o wymiarach

37 x 14 x 1,5 mm, z których jedna była nieruchoma, zaś druga wykonywała ruch oscylacyjny o charakterze sinusoidalnym. Zmianę nierówności n_R po określonym czasie docierania płytek przedstawiono na rys. 1.



Rys. 1. Wykresy zależności współczynnika względnego zmniejszenia chropowatości n_R od nominalnego nacisku jednostkowego q_n [11]

Wynika z niego, że maksymalna wartość współczynnika względnego zmniejszenia chropowatości n_R uzyskano dla płytki nieruchomej podczas docierania w czasie $t = 360$ s przy największym spośród stosowanych nacisków jednostkowych $q_n = 0,11$ MPa. W całym zakresie stosowanych nacisków jednostkowych wskaźniki n_R przyjmują dla płytek nieruchomych wartości o 20... 30% większe w porównaniu z tymi wskaźnikami wyznaczonymi dla płytek ruchomych. Szczególnie pozytywne efekty wzajemnego docierania można uzyskać przy zastosowaniu tej metody do obróbki niedużych powierzchni płaskich charakteryzujących się małymi odchyłkami kształtu, ale dużymi wysokościami nierówności. Dalsze prace w zakresie doskonalenia technologii wzajemnego docierania, realizowane w Instytucie Budowy Maszyn Wyższej Szkoły Inżynierskiej w Koszalinie, zmierzają do opracowania konstrukcji urządzenia, które umożliwiłoby jednoczesne docieranie kilkudziesięciu, a nawet kilkuset płaskich elementów ceramicznych. Wydajność produkcyjna wzajemnego docierania byłaby wówczas znacznie większa niż, możliwa do osiągnięcia wydajność szlifowaniem. Jedną z ważnych przyczyn uniemożliwiających jednoczesne szlifowanie większej ilości płaskich elementów ceramicznych, nawet w ciągłym cyklu obróbki, stanowi problem związany z mocowaniem tych elementów.

Ceramika jest bowiem materiałem niemagnetycznym, stąd jej mocowanie możliwe jest niemal wyłącznie na specjalnie skonstruowanych uchwytych podciężeniowych [5]. Ze względów głównie konstrukcyjnych takie uchwyty przystosowane mogą być jedynie do mocowania niewielkiej ilości elementów ceramicznych.

3. Technologiczne problemy obróbki tworzywa ceramicznego

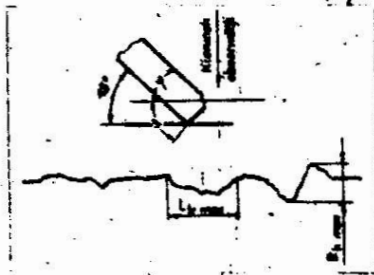
Zasadnicze problemy technologiczne związane z obróbką elementów ceramicznych dotyczą głównie optymalizacji doboru warunków obróbki dla uzyskania określonych efektów technologicznych. Dotyczą one również zagadnień związanych z właściwym mocowaniem przedmiotów obrabianych. Spośród czynników określających warunki obróbki ceramiki istotne znaczenie ma charakterystyka narzędzia ściernego. Ściernice przeznaczone do obróbki ceramiki powinny zawierać materiał ścierny, charakteryzujący się: znaczną odpornością na wysoką temperaturę i duże jej gradienty, wysoką wytrzymałością i twardością, a także odpowiednio wysokimi własnościami skrawnymi. Własności takie posiadają: diament naturalny i syntetyczny, borazon, zielony węgiel krzemu oraz czarny węgiel krzemu. Powszecznie stosowane są jednak ściernice zawierające diament syntetyczny, a niekiedy węgiel krzemu [8,9]. Ceramika o zawartości tlenku glinu do 30% szlifowana jest ściernicami z zielonego węgla krzemu [9, 10], a w niektórych wypadkach ściernicami zawierającymi czarny węgiel krzemu [8]. Tworzywo ceramiczne zawierające powyżej 30% tlenku glinu obrabiane jest przede wszystkim ściernicami diamentowymi [10,12,14,15]. Efektywna obróbka tworzywa wysokoglinowego zawierającego 85...97%, a nawet 99,9% tlenku glinu możliwa jest wyłącznie ściernicami diamentowymi [15].

Materiały ceramiczne ze względu na znaczną kruchość i twardość są szczególnie podatne na powstawanie uszkodzeń mechanicznych w postaci pęknięć, wykruszeń powierzchni lub mogą ulegać całkowitemu uszkodzeniu. Zastosowanie elastycznego sposobu zamocowania przedmiotu obrabianego umożliwia wyeliminowanie niebezpieczeństwa powstawania uszkodzeń [8] oraz zwiększenie udziału procesów przecinania ziarn w konstytuowaniu warstwy wierzchniej [12].

Elastyczne zamocowanie przedmiotu zabezpiecza go przed przecię-
żeniem i przyczynia się do stabilizacji składowej normalnej
siły szlifowania. Jest to system obróbki elastycznej w skali
makro. Dla właściwego przebiegu procesu szlifowania ceramiki
potrzebna jest ponadto lokalna podatność układu przedmiot-
narzędzie. Taką właściwość posiadają ściernice do wygładzania
o porowatych spoiwach elastycznych. W warunkach elastycznego
utwierdzenia ziarn [5] możliwe jest poprzez regulowanie lub
dobór wartości dosuwu wpływanie na lokalne naciski jednostkowe,
a tym samym można wpływać na zmianę udziału kruchego i plasty-
cznego oddzielania materiału obrabianego. Pozwala to na uniknię-
cie pęknięć przez właściwy dobór warunków obróbki. Wskazuje to
na przewagę spoiw podatnych nad sztywnymi w zastosowaniu do
ściernic przeznaczonych do szlifowania ceramiki o dużej zawarto-
ści Al_2O_3 szczególnie wtedy, gdy obrabianym przedmiotom stawia
się wysokie wymagania dotyczące ich własności fizycznych i geo-
metrycznych.

4. Problemy obróbki płytek ceramicznych w pakietach

Spośród wielu wymagań stawianym płytkom ceramicznym, sto-
sowanym zwłaszcza na podłoża układów scalonych oraz na podłoża
układów cienkowarstwowych [2,3,7], szczególne znaczenie mają
wymagania w odniesieniu do struktury geometrycznej krawędzi.
Jednym z istotnych parametrów struktury geometrycznej (rys. 2)
jest maksymalna wysokość nierówności R_{kmax} zarysu w płaszczyź-
nie dwusiecznej naroża płytki pochylonej pod kątem 45° względem
tej płaszczyzny.



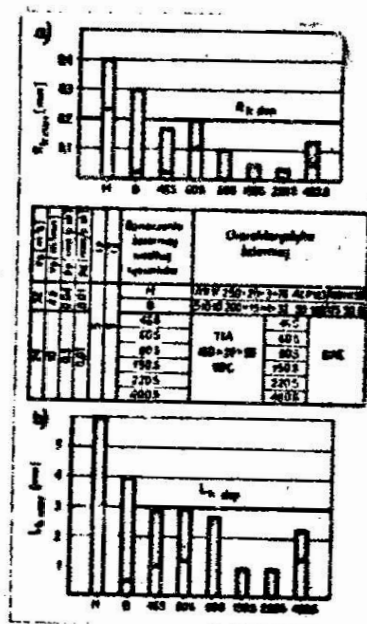
Rys. 2. Parametry struktury geometrycznej krawędzi płytek ceramicznych

Inny parametr uwzględniany przy ocenie jakości krawędzi stanowi maksymalna długość pojedynczego wyszczerbienia $L_k \max$ określona w tej samej płaszczyźnie. Dopuszczalne wartości tych parametrów ujętych w zakładowej normie ZN 75/MPM-14-NPCP/E-009 [1] wydanej przez Ośrodek Naukowo-Produkcyjny Materiałów Półprzewodnikowych UNITRA CEMI wynoszą: $R_k \text{ dop} = 0,2 \text{ mm}$,

$L_k \text{ dop} = 3 \text{ mm}$.

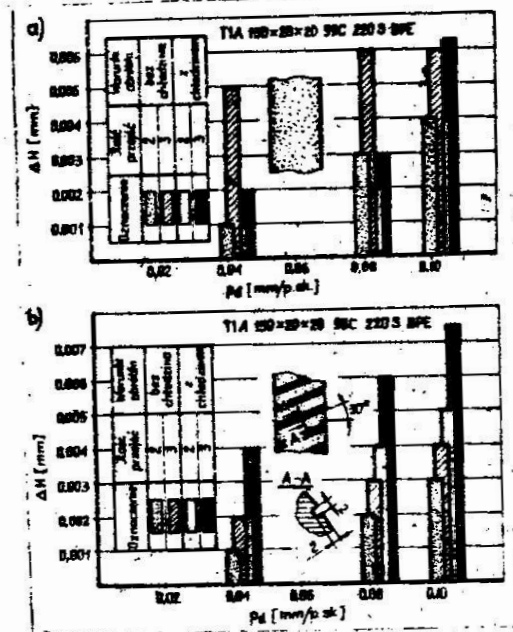
Obróbka obwodowych powierzchni płytek ceramicznych odbywa się wyłącznie w pakietach, głównie ze względu na stosunkowo małe ich grubości (0,5...1,5 mm). Taki sposób obróbki podyktowany jest również względami ekonomicznymi. Rezultaty procesu obróbki ścierniej płytek ceramicznych w pakietach zależą od wielu czynników, spośród których właściwe zamocowanie pakietu i dobór odpowiednich warunków obróbki odgrywają najważniejszą rolę.

Dla uzyskania sformułowanych wcześniej wymagań dotyczących szczyrbałości krawędzi płytek, proces obróbki należy realizować w dwóch, a nawet w trzech etapach. Pierwszy etap podporządkowany jest maksymalizacji zdejmowania nadmiaru, zaś następne maksymalizacji dokładności obróbki. Największą wydajność obróbki można uzyskać szlifowaniem ściernicami diamentowymi o spoiwie metalowym. Jednak parametry struktury geometrycznej krawędzi płytek szlifowanych tymi ściernicami przyjąłby wartości większe niż dopuszczalnych. Instrukcję takiego stanu może być rys.3, na którym zestawiono maksymalne głębokości (rys.3a) oraz długości (rys. 3b) wyszczerbień krawędzi płytek ceramicznych obrabianych ściernicami diamentowymi o spoiwie metalowym i bakelitowym oraz ściernicami o spoiwie poliuretanowym zawierającymi zielony węgiel krzemu. Spośród ściernic elastycznych zastosowanych w badaniach[5], których wyniki ilustruje rys. 3, użycie ściernicy o charakterystyce T1A 150x x 20 x 20 99C 220S BPE zapewnia otrzymanie krawędzi o najwyższej jakości. Tylko nieznacznie gorsze wyniki uzyskuje się przy zastosowaniu ściernicy T1A 150 x 20 x 20 99C 150S BPE. Maksymalna szczyrbałość $R_k \max$ krawędzi uzyskana dogładaniem tymi ściernicami jest czterokrotnie mniejsza od dopuszczalnej szczyrbałości $R_k \text{ dop} = 0,2 \text{ mm}$ i przyjmuje wartość około 0,05 mm. Parametr L_k przyjmuje natomiast maksymalną wartość równą około 1 mm, czyli trzykrotnie mniejszą od $L_k \text{ dop}$.



Rys. 3. Maksymalne głębokości (a) oraz szerokości (b) wyczerbień krawędzi płytek ceramicznych obrabianych różnymi ściernicami: M - ściernica diamentowa o spoiwie metalowym, B - ściernica diamentowa o spoiwie bakelitowym, 46S...400S - ściernice o spoiwie poliuretanowym i różnej ziarnistości

Znaczny wpływ na wyniki obróbki ściernicami o porowatym spoiwie elastycznym mają warunki obróbki oraz makrogeometria powierzchni roboczej. Na rys. 4 zilustrowano wpływ wymienionych czynników oraz niektórych parametrów obróbki na liniowy ubytek płaskich elementów ceramicznych zestawionych w pakiet. Z rysunku wynika, że wzrost ubytku liniowego ΔH następuje wraz ze zwiększeniem dosuwu oraz ilości przejść. Rodzaj płynu obróbkowego jest też czynnikiem powodującym wzrost ubytku liniowego, przy czym taka relacja jest wyraźna dla ściernicy o ciągłej powierzchni roboczej przy maksymalnym dosuwie $p_d = 0,10$ mm/p.sk., zaś dla ściernicy o nieciągłej powierzchni roboczej występuje ona również dla dosuwów mniejszych. Maksymalną wartość ubytku liniowego $\Delta H = 0,008$ mm uzyskano w wyniku obróbki ściernicą rowkowaną przy największym dosuwie $p_d = 0,10$ mm/p.sk. z zastosowaniem płynu obróbkowego.



Rys.4. Wykresy zależności ubytku liniowego ΔH od dosuwu p_d dla różnych warunków obróbki dokonywanej ściernicą o charakterystyce T1A 150 x 20 x 20 99C 220S BPE nierowkowaną (a) oraz rowkowaną (b). Prędkość obwodowa ściernicy $v_s = 24$ m/s, posuw wzdłużny $v_p = 10$ m/min, posuw poprzeczny $p_p = 0,3$ mm/p.sk., ilość płytek w pakiecie $i_p^x = 5$, płyn obróbkowy - 1,5% emulsja oleju maszynowego

Mocowanie płytek ceramicznych w pakiecie stanowi złożony problem. Zasadniczym warunkiem uzyskania wymaganej szczyrbałości, dokładności kształtu i wymiarów płytek obrabianych w pakiecie jest wyeliminowanie możliwości ich przemieszczenia względem siebie, zarówno w czasie obróbki jak i podczas zmiany położenia pakietu względem narzędzia ściernego. Ze względu na znaczną kruchość tworzywa ceramicznego, stykające się powierzchnie płytek w pakiecie powinny być możliwie płaskie. Duże odchyłki płaskości, stykających się powierzchni płytek, mogą w konsekwencji powodować ich pękanie. Istotnym zagadnieniem jest również mocowanie w pakiet możliwie dużej ilości płytek, gdyż warunkuje to zwiększenie wydajności produkcyjnej operacji szlifowania ich krawędzi.

Literatura

1. Alundowe płytki podłożowe. Ogólne wymagania i badania. ZN-75/MPM-14-NPCP/E-009.
2. Donald W., Hamer, James V., Biggers: Technologia układów scalonych grubowarstwowych. WNT Warszawa 1976.
3. Gibas T.: Korund i jego zastosowanie w technice. Wydawnictwo "Śląsk", Katowice, wyd. I, 1971.
4. Hepworth A.A., Thompson R.: Machining glass and ceramics. Machine Shop and Engineering Manufacture, 29.12.1968.
5. Kacalak W., Pluta Z. i in.: Kompleksowa optymalizacja procesów gładkościowej obróbki ścierniej: szlifowania, docierania i polerowania powierzchni płaskich w elementach z ceramiki korundowej. Sprawozdanie z badań nr 501.02.06/2... ..3/79 (nie publikowane).
6. Kacalak W., Śmiałek W.: Wpływ procesu polerowania ściernicami elastycznymi na topografię powierzchni płytek ceramicznych. Materiały Konferencji Naukowo Technicznej nt.: "Postępy w technice wytwarzania, Narzędzia i technologia obróbki ścierniej", Kołobrzeg, 21...23 września 1978, s. 316...323.
7. Klepaczkę B., Sterna F., Precht E.: Opracowanie technologii podłoży alundowych pod warstwy cienkie, ONPMP, Koszalin 1975.
8. Kubik K., Preez R.: Szlifowanie ceramiki rutyłowej. Materiały Konferencji Naukowo Technicznej nt.: Postępy w technice wytwarzania, Narzędzia i technologia obróbki ścierniej". Kołobrzeg, 21...23 września 1978, s.258...267.
9. Kulas S.: Szlifowanie gładkościowe ceramiki elektrotechnicznej ściernicami z węgla krzemu. Materiały II Konferencji Naukowo Technicznej nt.: "Obróbka materiałów niemetalowych". Rzeszów grudzień 1976, s. 73...87.
10. Oczko K.: Szlifowanie materiałów ceramicznych ściernicami diamentowymi. Materiały II Krajowej Konferencji Naukowo Technicznej nt.: "Rozwój obróbki ścierniej wykańczającej". Łódź, 15...16 września 1971, s. 167...177.

11. Pluta Z.: Wybrane aspekty wzajemnego docierania ceramiki alundowej. Materiały IV Konferencji Naukowo Technicznej nt.: "Obróbka ścierna, Technologia" Łódź, maj 1981, s. 135...138.
12. Prins J.F.: A study of single diamond particle interaction on alumina. Industrial Diamond Review, 1971, December, p. 497...503.
13. Siemko M.F.: O niektórych fizycznych osobliwościach procesu rezania almagaznym instrumentom. Stanki i Reżuščije Instrumenty. Almagaznaja obrabotka materialov. Izd-vo Har'kovskogo universiteta, v.1, s...9.
14. Siemko M.F., Grabcenko A.J.: O fiziko-mechaničeskom wzaimodejstvii almagaza a obrabatyvaemymi materialami. Stanki i Reżuščije Instrumenty. Almagaznaja obrabotka materialov. Izd-vo Har'kovskogo univeriteta, v.s.14...18.
15. Thiel N.W.: The grinding of alumina with diamond wheels. Industrial Diamond Review, 1971, November, p.452...460.

Streszczenie

W artykule przedstawiono stan zagadnienia w zakresie mechanizmu skrawania ściernego ceramiki. Omówiono sposoby obróbki tworzywa ceramicznego ze szczególnym uwzględnieniem technologii wzajemnego docierania oraz wygładzania ściernicami o porowatych spoiwach elastycznych. Rozważania ujmują również technologiczne problemy związane z mocowaniem płaskich elementów ceramicznych, a także doborom warunków obróbki.

Selected problems of abrasive cutting of ceramics

In the paper, an existing state of the problem of abrasive cutting mechanism of ceramics is presented. The ways of ceramic material treatment with a special emphasis on the technology of reciprocal lapping and smoothing with abrasive wheels of porous elastic bonds are discussed.

The considerations comprise also technological problems connected with fixing of flat ceramic elements as well as the choice of cutting conditions.

Избранные вопросы абразивного резания керамики

В статье представлено состояние исследований механизма абразивного резания керамики, рассмотрены методы обработки керамического материала. Особое внимание уделяется технологии взаимной притирки и полировки шлифовальными кругами, имеющими пористую эластичную связку. Рассматриваются также технологические проблемы, связанные с креплением плоских керамических элементов, а также подбором условий обработки.

**NIESTABILNOŚĆ FIZYCZNYCH WŁASNOŚCI WARSTWY WIERZCHNIEJ
UZYSKANEJ NAGNIATANIEM**

Jan Wojtkun

1. Wstęp

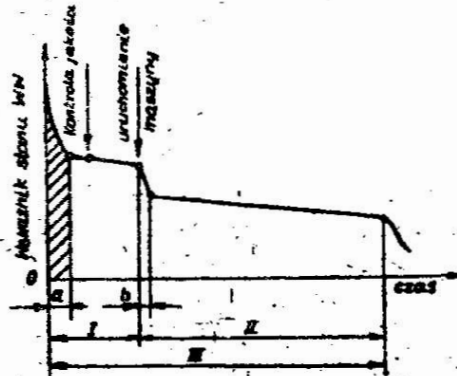
W obróbce mechanicznej (np. skrawanie i nagniatanie) narzędzie oddziałując na przedmiot wywołuje zmianę własności fizycznych warstwy wierzchniej w stosunku do rdzenia. Zmiany te mają różnorodny wpływ na własności eksploatacyjne części maszyn. Znajomość tych zmian ma ważne znaczenie użytkowe, bowiem pozwala dobrać odpowiednią technologię obróbki powierzchniowej do wymagań stawianych częściom maszyn przez konstruktora. Przydatność określonej technologii należałoby ocenić na podstawie analizy wyjściowego stanu warstwy wierzchniej oraz stanu końcowego, jakim charakteryzuje się gotowa część w chwili jej wmontowania do maszyny lub urządzenia. Własności eksploatacyjne części maszyn oraz pewność działania całego urządzenia zależą od stabilności cech warstwy wierzchniej uzyskanej podczas obróbki mechanicznej. Intensywna zmiana jakościowa stanu warstwy wierzchniej, w trakcie eksploatacji urządzenia, może stanowić główną przyczynę jego awarii. W dotychczasowych rozważaniach dotyczących niezawodności maszyn i urządzeń nie uwzględniono tego aspektu.

Wyniki badań [5,9] zmienności niektórych cech fizycznych warstwy wierzchniej w krótkim okresie rzędu kilkunastu sekund po jej wytworzeniu wskazują, że niektóre cechy W nie są stabilne, lecz zmieniają się w funkcji czasu samoistnie, bez oddziaływania czynników zewnętrznych. Istnieje więc uzasadniona obawa, że części maszyn zmontowane w gotowe urządzenia pod wpływem obciążenia eksploatacyjnego, mogą również w pewnym stopniu wykazywać zmienność własności warstwy wierzchniej.

Adres: dr inż. Jan Wojtkun, Wyższa Szkoła Inżynierska, Wydział Mechaniczny, ul. Racławicka 15-17, 75-620 Koszalin.

Należy się spodziewać, że decydujący wpływ na niestabilność cech warstwy wierzchniej posiadają rzeczywiste warunki pracy części obciążenie mechaniczne, ciepłe oraz wyjściowy stan W W jakim charakteryzowała się część przed wmontowaniem jej do maszyny czy urządzenia.

Z punktu widzenia poznawczego interesującym zagadnieniem byłoby określenie całej "historii" stanu warstwy wierzchniej w okresie od wytwarzania części do jej całkowitego zużycia eksploatacyjnego. W świetle wyników badań [5,9] oraz analizy procesu zużycia można w całym "życiorysie" części maszyny, a ściślej biorąc - określonej powierzchni tej części, wyróżnić dwa charakterystyczne okresy (rys. 1).



Rys. 1. Hipotetyczny przebieg zmian własności fizycznych warstwy wierzchniej, I - okres wyczekiwania, II - okres eksploatacji, III - żywotność W W, a - zakres badań, b - - okres powstawania trwałych zmian w W W wynikający z wyzwania się energii zgmagazynowanej w trakcie obróbki mechanicznej

Pierwszy okres - to okres "wyczekiwania" obejmujący czas od ustania oddziaływania narzędzia na warstwę wierzchnią do obciążenia części w mechanizmach zamontowanej maszyny podczas prób lub eksploatacji.

Drugi okres obejmuje czas eksploatacji części do jej granicznego zużycia.

W artykule rozpatrzono niektóre aspekty zagadnienia niestabilności cech warstwy wierzchniej w początkowej fazie okresu pierwszego, obejmującej czas kilkunastu sekund od chwili zakończenia oddziaływania narzędzia na W W .

2. Analiza dynamicznych własności warstwy wierzchniej

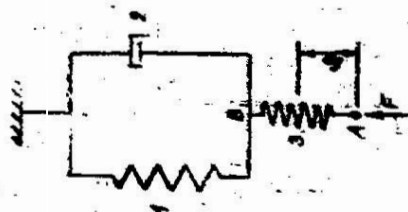
Warstwę wierzchnią tworzy powien, przynależny do obrabianego przedmiotu, obszar materiału którego zewnętrzna powierzchnia stanowi granicę pomiędzy przedmiotem a otoczeniem, zaś wewnętrzna część jest związana siłami międzyatomowymi z rdzeniem. Zwykle wskutek oddziaływania narzędzia na przedmiot struktura wewnętrzna warstwy wierzchniej znacznie różni się od struktury rdzenia. Szczególnie zróżnicowana jest struktura dyslokacyjna.

W wypadku nagniatania wyżarzonych metali i stopów gęstość dyslokacji w warstwie wierzchniej jest ok. 10^7 razy większa niż w rdzeniu. Zwiększenie gęstości dyslokacji wywołuje wzrost objętości właściwej materiału. Wynika to wprost z wywołanego dyslokacjami "rozrzedzenia" atomów. W układzie warstwa wierzchnia-rdzeń występuje więc określony stan naprężeń. Naprężenia wywołane różnicą objętości właściwej warstwy wierzchniej i rdzenia znane są w literaturze pod nazwą naprężeń I rodzaju. Ten wysokoenergetyczny stan układu nie jest stanem trwałym, gdyż możliwe są wzajemne reakcje dyslokacji znajdujących się w polu naprężeń. Mogą się one pod wpływem określonych czynników przemieszczać w płaszczyznach poślizgu, wchodzić w reakcję z innymi defektami struktury, dysocjować na dyslokację częściowe lub ulegać anihilacji [2]. Wiąże się to z wyraźną zmianą niektórych własności fizycznych materiałów. Własności te nazwać można własnościami "wrażliwymi" na strukturę dyslokacyjną [4]. Prawdopodobieństwo wystąpienia reakcji między dyslokacjami zależne jest od temperatury i od wartości naprężenia w układzie WW rdzeń. Przy niższej temperaturze to prawdopodobieństwo jest większe [3]. W wysokoenergetycznym stanie układu prawdopodobieństwo reakcji dyslokacji jest większe niż w stanie niskoenergetycznym, a więc przy większych naprężeniach należy się spodziewać większej ilości aktów reakcji dyslokacyjnych.

Na podstawie przedstawionej analizy można przyjąć, że warstwa wierzchnia posiada własności dynamiczne, bowiem pod wpływem oddziaływania rdzenia, w warstwie wierzchniej przebiegają procesy związane z przemieszczeniem elementów struktury dyslokacyjnej. Stan struktury dyslokacyjnej materiału ma znaczny wpływ na niektóre własności fizyczne materiału takie jak np. granicę plastyczności, twardość, przenikalność magnetyczną, przewodność elektryczną i aktywność chemiczną.

Z uwagi na znaczną trudność w bezpośredniej obserwacji zmian struktury dyslokacyjnej w warstwie wierzchniej, można obserwować zmiany którejs z wymienionych własności fizycznych "wrażliwych" na strukturę dyslokacyjną i na tej podstawie wnioskować o intensywności przebudowy struktury, czasie jej trwania, a nawet w dominującym mechanizmie przebudowy.

Do analizy charakteru przebiegu zmian fizycznych w warstwie wierzchniej można wykorzystać model ciała sprężysto-plastycznego stosowany w teorii niesprężystości [7] opisujący zjawisko relaksacji (rys. 2).



Rys. 2. Model ciała sprężysto-plastycznego [7] w odniesieniu do warstwy wierzchniej. 1 - sprężyna przedstawiająca własności sprężyste rdzenia, 2- tłumik symulujący procesy tarcia wewnętrzного i zmian struktury dyslokacyjnej związanych z przemieszczaniem elementów tej struktury, 3 - sprężyna ilustrująca zmiany naprężeń w warstwie wierzchniej

Model ten stanowi układ tłumika i sprężyn, dobrze odzwierciedlający własności fizyczne stali. Tłumik 2 charakteryzuje proces przebudowy wewnętrznej związanej z przemieszczaniem się elementów struktury dyslokacyjnej i tarcie wewnętrzne. Sprężyna 1 ilustruje zmianę naprężeń I rodzaju w warstwie wierzchniej. Z równoczesnego zmianę naprężeń wewnętrznych rdzenia, reprezentowaną przez sprężynę 3. Gdy na punkt A układu zadziała z dużą prędkością siła F nastąpi ściśnięcie sprężyny 3, a punkt B nie ulegnie przesunięciu. Całe obciążenie zostanie przejęte przez tłumik 2. Wynika to z charakterystyki tłumika, w którym opór przepływu czynnika roboczego zależy od prędkości przemieszczenia się elementów ruchomych.

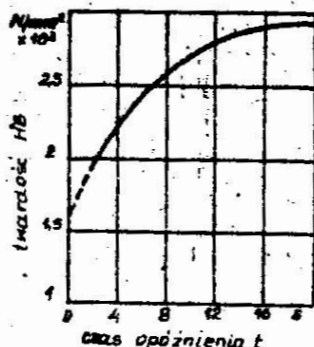
W rzeczywistym materiale temu teoretycznemu stanowi odpowiada dokonanie odkształcenia plastycznego warstwy wierzchniej np. nagniecenie lub przepchnięcie. W trakcie obróbki następuje zniszczenie dotychczasowej struktury krystalicznej zewnętrznej warstwy materiału i nasycenie jej defektami strukturalnymi, co wiąże się z powiększeniem objętości właściwej tej warstwy bez zerwania spójności z rdzeniem. W wyniku powiększenia objętości właściwej zewnętrznej warstwy materiału pojawiają się w rdzeniu naprężenia rozciągające równoważone naprężeniami ściekającymi w warstwie wierzchniej. Elementy strukturalne warstwy wierzchniej znajdują się więc w określonym polu naprężeń. Taki stan jest stanem wyjściowym do analizy zjawisk relaksacyjnych jakie przebiegają w układzie WV - rdzeń po ustaniu kontaktu narzędzia z wyodrębnionym teoretycznie obszarem warstwy wierzchniej.

Z uwagi na znaczną prędkość destrukcji sieci krystalicznej, wywołanej oddziaływaniem narzędzia, niektóre procesy przebiegają niezgodnie z układem równowagi termodynamicznej. Występuje tu analogia do obróbki cieplnej stali węglowych, gdzie podczas hartowania, przy dużej prędkości chłodzenia niektóre procesy dyfuzyjne nie mogą być dokończone z uwagi na krótki okres czasu, a ostateczny stan materiału nie jest zgodny z układem równowagi fazowej F_0-C . Powstaje wówczas stan równowagi metastabilnej. W obróbce plastycznej "na zimno" również występują procesy o charakterze dyfuzyjnym, lecz w skali elementarnej komórki krystalograficznej i mogłyby one być w pełni zakończone podczas obróbki, gdyby prędkość odkształcenia plastycznego była porównywalna z prędkością elementarnych aktów przebudowy struktury dyslokacyjnej obciążających energię wewnętrzną układu.

Istnieje więc podstawa, aby spodziewać się, że niektóre procesy zainicjowane podczas oddziaływania narzędzia będą później przebiegać samorzutnie na skutek nadwyżki energii zgromadzonej w warstwie wierzchniej w postaci podwyższonej entropii uporządkowania struktury. Zmiany stanu mikrostruktury przebiegające po ustaleniu oddziaływania narzędzia na materiał, obniżają energię wewnętrzną układu z czym wiąże się zmniejszenie objętości właściwej warstwy wierzchniej oraz zmienia się stan naprężeń wewnętrznych w układzie.

W modelu ciała sprężysto-plastycznego (rys. 2) zmianom stanu mikrostruktury odpowiada przemieszczenie elementów tłumika, a zmianom naprężeń wewnętrznych - zmiana siły w sprężynie 1. Badania doświadczalne [6,8] rozciągania takich materiałów jak żelazo, aluminium, srebro, złoto, miedź, nikiel dały wyniki zgodne z przedstawionym teoretycznym modelem ciała sprężysto-plastycznego. W pracach tych zjawisko relaksacji naprężeń powiązано z przebudową struktury dyslokacyjnej w oparciu o mechanizm Pajerlaa i teorię błędów ułożenia.

W pracy [9] zbadano przebieg zmienności niektórych własności fizycznych warstwy wierzchniej wytworzonej zgniotem na zimno. Badano zmienności: twardości, właściwego oporu skrawania oraz aktywności chemicznej stali 1H18N9T, stali 10 i żelaza "Armco". Niektóre wyniki tych badań przedstawiono na rys. 3,4,5.



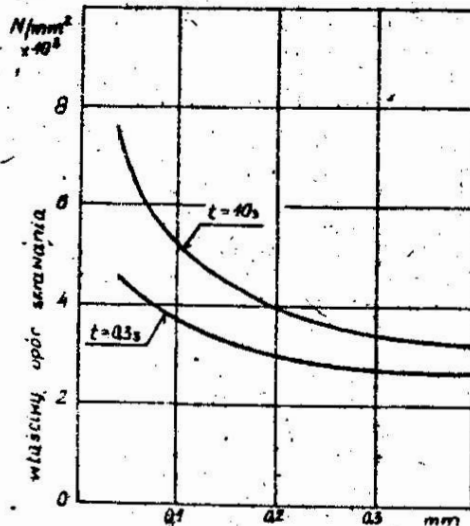
Rys. 3. Zmiana twardości stali 1H18N9T w funkcji czasu od chwili zakończenia nagniatania [9], określona metodą zarysowywania WW rysikiem o obciążeniu 2,6N

Wyniki te świadczą, że właściwości tzw. "wrażliwe" na strukturę dyslokacyjną, do których należą wszystkie wyżej wymienione, zmieniają się wyraźnie przez kilkanaście sekund po ustaniu oddziaływania narzędzia na materiał. Jako przyczynę tych zmian należy uznać przebudowę struktury nagniecionego materiału. Przebieg zmienności wszystkich badanych własności opisać można następującym ogólnym wzorem (1), odzwierciedlającym zależność eksponencjalną między wartością wyróżnika cechy a czasem

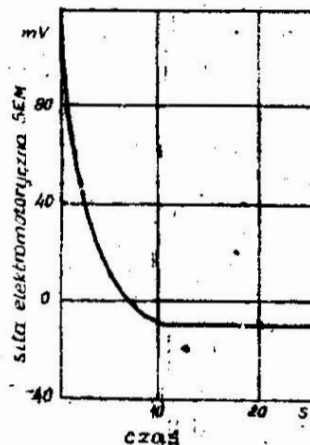
$$C_t = C_k \pm C_0 \exp(-rt) \quad (1)$$

gdzie:

- t - czas,
- C_t - chwilowa wartość wyróżnika,
- C_0 - różnica wartości wyróżnika $C_{t=0} - C_{t=\infty}$
- C_k - końcowa wartość wyróżnika odpowiadająca $t = \infty$
- r - stała, charakterystyczna dla danego materiału i rodzaju wyróżnika.



Rys. 4. Wpływ czasu obróbkowo-ekstrudowania względem wyprzedzającego nagniatania stali 1H18N9T na zmianę właściwego oporu skrawania podczas toczenia wzdłużnego próbki walcowej [9]



Rys. 5. Względna zmiana SEM ogniwa pomiarowego, w którym próbka ze stali 1H18N9T stanowiła elektrodę pomiarową względem elektrody odniesienia wykonaną z mosiądzu M58. Elektrolit-wodny roztwór $Fe_2Cl_3, NaCl$ w stosunku wagowym 8:2:1

Z uwagi na duże podobieństwo przebiegu zmienności wyróżników badanych własności fizycznych do przebiegu klasycznych procesów dyfuzyjnych można przypuszczać, że w procesie przebudowy struktury dyslokacyjnej główną rolę odgrywają elementarne akty dyfuzyjne, występujące bardzo licznie, lecz na krótkich odcinkach drogi rzędu stałej sieci.

3. Badania doświadczalne

Metodyka badań

Jak wskazuje przedstawiona analiza, niestabilność własności warstwy wierzchniej można ocenić przy pomocy wyróżnika którejkolwiek z cech fizycznych zależnych od stanu struktury dyslokacyjnej. W przedstawionej pracy zbadano zależność trwałości ostrza skrawającego toczeniem materiału z różnymi opóźnieniami za rolką nagniatającą, przy czym rolka i ostrze pomiarowe przesunięte względem siebie o zmienną wartość "h", przemieszczały się wzdłuż walcowej próbki z jednakowym posuwem. Ponieważ odległość między tymi dwoma narzędziami, przy danym posuwie, determinuje odstęp czasu pomiędzy nagnieciem materiału a jego zeskrawaniem, można było regulować wartość "t" poprzez zmianę odległości "l" zgodnie z zależnością.

$$l = p \cdot t \quad (2)$$

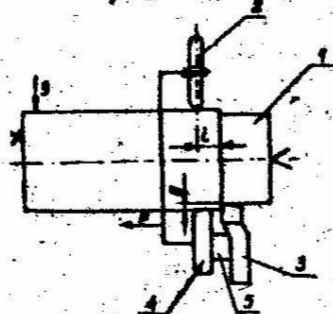
gdzie:

- l - odległość między rolką a ostrzem pomiarowym,
- t - odstęp czasu między nagnieciem a zaskrawaniem materiału,
- p - posuw.

Z uwagi na ograniczenia konstrukcyjne stanowiska badawczego nie było możliwe uzyskanie $t < 3s$. Schemat stanowiska przedstawiono na rys.6.

Przyjęcie trwałości ostrza jako wskaźnika zmienności stanu struktury dyslokacyjnej nagniecionego materiału wynikało z analizy teoretycznej zagadnienia oraz z analizy badań eksperymentalnych[9]. Bowiem skoro istniały dowody na to, że zarówno twardość jak i właściwy opór skrawania

są zmienne w czasie, to również trwałość ostrza pomiarowego, jako cecha ściśle związana z dwoma poprzednimi, powinna być dobrą miarą w ocenie dynamicznych własności warstwy wierzchniej.



Rys. 6. Schemat układu roboczego stanowiska badawczego, 1 - próbka, 2 - rolki nagniatające, 3 - nóż tokarski, 4 - rolka oporowa, 5 - przekładka dystansowa, p - posuw, g - głębokość skrawania, l - odległość wyprzedzenia

W badaniach wykorzystywano walcowe próbki wykonane z wyżarzonej stali 55 oraz ze stali przesyconej 1H18N9T.

Z uwagi na skrócenie czasu badań, do prób wykorzystano noże NNBe, 12x12, SW-18. Stosowano następujące warunki badań: prędkość skrawania $v=0,36^m/s$, posuw $p=0,27^{mm}/obr$, $g=0,4^{mm}$, promień rolek nagniatających $R = 60mm$, promień zaokrąglenia powierzchni roboczej rolki $r = 2 mm$, siła docisku rolek - $P = 1077N$, kryterium zużycia $h_{pmax} = 0,35 mm$ na głównej powierzchni przyłożenia, wymiary próbek $\varnothing 76 \times 500$.

Badania przeprowadzono dla czterech wartości t : 3s, 6s, 10s i 3600s. Zużycie h_p mierzono za pomocą mikroskopu warsztatowego MM.

Wyniki badań i ich analiza

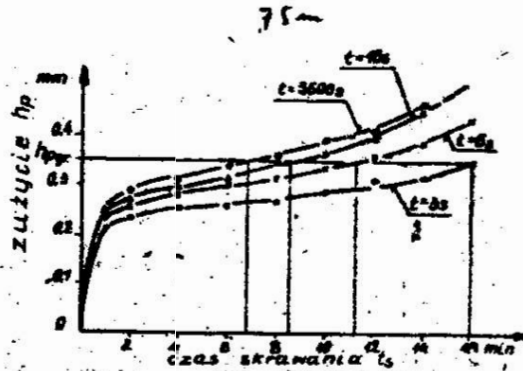
Wyniki badań stali 55 przedstawiono w tabeli I, a stali 1H18N9T w tabeli II. Graficzny obraz wyników badań ilustrują wykresy na rys. 7 i rys. 8. Z analizy tych rysunków wynika, że zarówno dla stali 55 jak i dla stali 1H18N9T najbardziej intensywne zużycie występuje przy $t = 3600 s$, a najmniejsza intensywność - przy $t = 3s$. Pośrednim wartościom t odpowiada pośrednia intensywność zużycia. W ogólnym przypadku zużycie ostrza w obróbce stali 1H18N9T jest bardziej intensywne niż w obróbce stali 55.

Tabela I. Wyniki pomiarów zużycia narzędzia w skrawaniu nagiatanej próbki ze stali 55

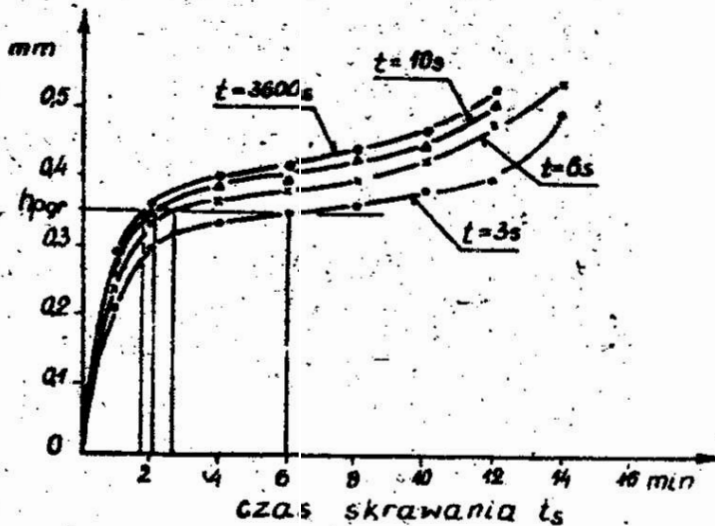
Lp	czas opóźnie- nia t [s]	Czas skrawania stali 55 [min]								
		1	2	4	6	8	10	12	14	16
1	3	0,21	0,23	0,24	0,26	0,27	0,29	0,31	0,32	0,3
2	6	0,23	0,25	0,28	0,30	0,32	0,33	0,36	0,38	0,4
3	10	0,24	0,27	0,30	0,32	0,35	0,37	0,40	0,45	-
4	3600	0,25	0,28	0,31	0,34	0,36	0,39	0,41	0,46	-

Tabela II. Wyniki pomiarów zużycia narzędzia w skrawaniu nagiatanej próbki ze stali 1H18N9T

Lp	Czas opóźnie- nia t [s]	Czas skrawania stali 1H18N9T [min]								
		1	2	4	6	8	10	12	14	16
1	3	0,22	0,30	0,33	0,35	0,36	0,39	0,40	0,50	-
2	6	0,24	0,33	0,37	0,38	0,40	0,43	0,48	0,54	-
3	10	0,26	0,35	0,39	0,40	0,43	0,45	0,51	-	-
4	3600	0,28	0,36	0,40	0,42	0,44	0,47	0,53	-	-

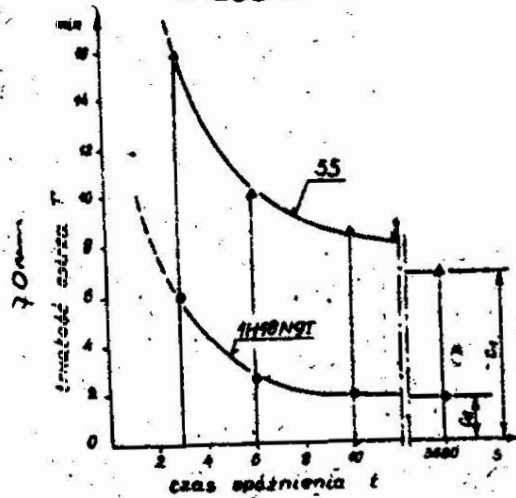


Rys. 7. Krzywe zużycia ostrza h_p dla różnych wartości czasu opóźnienia "t" w skrawaniu stali 55



Rys. 8. Krzywe zużycia ostrza h_p dla różnych wartości czasu opóźnienia "t" w skrawaniu stali 1H18N9T

Do rozważań teoretycznych przyjęto graniczne zużycie $h_{pgr} = 0,35$ mm. Na podstawie rys. 7 i 8 oraz po uwzględnieniu wartości h_p zbudowano wykresy zależności trwałości ostrza od czasu opóźnienia "t", $T = f(t)$ i przedstawiono je na rys. 9. Wyraźnie widać tu różnicę trwałości narzędzia dla badanych materiałów. Bardziej istotnym wnioskiem dla tematu artykułu jest fakt, że tak w obróbce stali 55 jak i stali 1H18N9T trwałość ostrza zmienia się w zależności od wartości czasu "t" wpływającego między nagnieceniem materiału a jego zeskraniem.

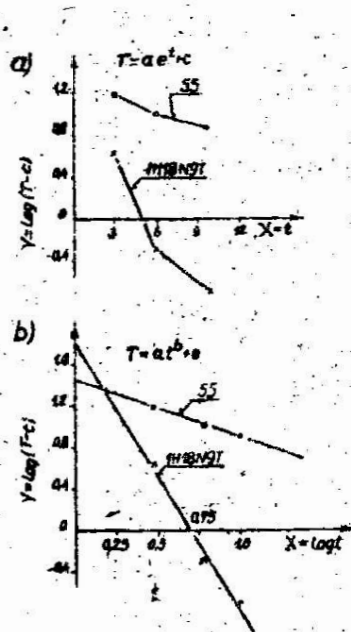


Rys. 9. Zależność trwałości ostrza od odstępu czasu między nagnieceniem a zeskrawaniem dla różnych materiałów przy $h_{pgr} = 0,35$ mm

Przy zmniejszaniu tego czasu wzrasta trwałość. Interpolacja krzywych do $t = 0$ pozwoli określić teoretyczną maksymalną trwałość jaka by wystąpiła, gdyby materiał skrawać niemal równocześnie z jego nagniataniem. Krzywe można opisać jedną ze wzorów typu $T = a \cdot e^t + c$ lub $T = at^b + c$. Wyrównanie wykresów poprzez zmianę zmiennych do postaci $Y = A + BX$ przedstawiono w tabelicy I i na rys. 10.

Tabela I. Dane do wyrównania zależności $T = f(t)$,
indeks 1 dotyczy stali 55, indeks 2 - stali
1H18N9T

t [s]	T [min]		X = log t	Y ₁ = log(T ₁ -C ₁)	Y ₂ = log(T ₂ -C ₂)
	T ₁	T ₂			
3	16	6	0,48	1,20	0,62
6	11,3	2,3	0,78	1,05	-0,30
10	8,5	2	1,00	0,93	-0,70
C ₁ = 6,8 min,		C ₂ = 1,8 min			



Rys.10. Wyrównanie dla różnych funkcji aproksymujących,
 a - dla funkcji eksponencjalnej, b - dla funkcji
 wykładniczej

Do rozstrzygnięcia, która z postaci matematycznych zależności $T = f(t)$ lepiej opisuje zjawisko, wykorzystano metodę najmniejszej sumy kwadratów odchyłek $\sum (Y_{\text{dośw.}} - Y_{\text{teor.}})^2$. Obliczenia wykazały, że zależność typu $T = at^b + c$ lepiej odzwierciedla przebieg zjawiska i przyjęto ją do dalszych rozważań. Po przekształceniu zależności $T = at^b + c$ i zlogarytmowaniu otrzymano

$$\log(T - c) = \log a + b \cdot \log t \quad (3)$$

i sprowadzono do postaci

$$Y = A + BX,$$

gdzie: $Y = \log(T - c) \quad (4)$

$$A = \log a,$$

$$B = b,$$

$$X = \log t.$$

Po uwzględnieniu danych z tablicy I. otrzymano:

dla stali 55

$$T_1 = 38 t^{-0,53} + 6,8 \quad (5)$$

dla stali 1H18N9T

$$T_2 = 55 t^{-0,25} + 1,8 \quad (6)$$

Postać ogólna zależności (5) i(6) jest następująca:

$$T = T_0 t^r + T_k \quad (7)$$

gdzie: T - trwałość bieżąca,

T_0 - różnica trwałości $T_{t=0} - T_{t=\infty}$

t - czas upływający między nagnieceniem a zeskrawaniem materiału,

T_k - trwałość dla $t=\infty$

r - stała charakteryzująca zjawisko, zależna od mechanizmu przebudowy struktury.

4. Wnioski

Na podstawie wyników przeprowadzonych badań oraz na podstawie analizy teoretycznej zagadnienia sformułowano następujące wnioski:

1. Warstwa wierzchnia uzyskana nagniataniem w stali 55 i 1H18N9T wykazuje w okresie 3-10 s niestabilność własności fizycznych. Występuje w tym okresie jej wzrost odporności na odkształcenie plastyczne wyrażający się wzrostem siły skrawania.
2. W badaniach niestabilności WW można jako kryterium oceny zmienności własności mechanicznych stosować zmienność trwałości narzędzia, skrawającego po określonych odstępach czasu uprzednio nagniatany materiał, przy czym nagniatanie i skrawanie odbywać się powinny w jednym przebiegu.

3. Zmienność trwałości narzędzia w skrawaniu z wyprzedzającym nagniataniem odzwierciedla niestabilność własności mechanicznych WW.
4. Zarówno dla stali 55 jak i stali 1H18N9T występuje spadek trwałości ze wzrostem odstępu czasu pomiędzy nagnieceniem a zeskrawaniem materiału. Dla odstępu czasu 3-10 s spadek trwałości ostrza w skrawaniu stali 55 wynosi 47% , a dla stali 1H18N9T - 67%.
5. Zmianę trwałości narzędzia, świadczącą o niestabilności WW po nagniataniu, można opisać dla obu badanych materiałów ogólną zależnością $T = T_0 \cdot t^r + T_k$.
6. Różnica w przebiegu stabilizacji własności fizycznych WW obu badanych materiałów może wynikać z różnicy typu sieci krystalograficznych dominujących składników tych materiałów, która może mieć wpływ na rodzaj elementarnych aktów przebudowy struktury materiałów, przebiegającej jeszcze przez pewien czas po zakończeniu nagniatania.

Literatura

1. Bernsztejn M.L., Zajmowski W.A.: Struktura i własności mechaniczne metali, WNT, Warszawa, 1973.
2. Novikov I.I.: Defekty krystalliczkiego strojenija metallov, Metallurgia, Moskwa, 1975.
3. Juśkiewicz P.M.: Vlijanije defektov upakovki na soprotivlenije plastičeskoj deformacji, Fiz. i Chim. Obr.Mat., nr 3, 1973.
4. Kaczyński J., Prowans S.: Podstawy teoretyczne metaloznawstwa, "Śląsk" , Katowice 1972.
5. Karpiński T., Wojtkun J.: Niestabilność struktury warstwy wierzchniej po obróbce mechanicznej, Postępy Techn. Masz. i Urządzeń nr 2, 1979.
6. Kuzniecov R.I., Pavlov V.A.: Wremiennoj chod plastičeskoj relaksacji naprjaženij, Fiz.Met.Metalloved,25,nr 5,1968.

7. Nowieck A.S., Berry B.S.: Anelastic relaxation in crystalline solids, London 1972.
8. Pavlov V.A., Noskova N.J., Kuznecov R.J.: Vlijanije defektov upakovki na mehaničeskije svojstva metalov, Fiz.Met. Metalloved, 24, nr 5, 1967.
9. Wojtkun H.: Dynamiczne własności warstwy wierzchniej: możliwości ich wykorzystania w praktyce. Praca doktorska, Wrocław 1977.
10. Praca zbiorowa pod red. Calborn R.: Najnowsze osiągnięcia nauki i techniki, PWN, Warszawa 1969.

Streszczenie

W artykule wykazano, że warstwa wierzchnia (WW) stali 55 i 1H18N9T po nagnieceniu przez okres kilkunastu sekund wykazuje zmienne własności. Badano zmienność odporności WW na odkształcenie plastyczne w trakcie jej skrawania z różnymi opóźnieniami po nagnieceniu. Wykazano, że zwiększenie odstępu czasu (w zakresie 3-10 s) między nagnieceniem a zeskrawaniem WW wywołuje utrudnienie skrawania, co ma wpływ na zmniejszenie trwałości ostrza skrawającego. Dla stali 55 spadek trwałości wynosił 55%, a dla stali 1H18N9T - ok. 70%.

Przeprowadzono teoretyczną analizę zagadnienia w oparciu o model ciała sprężysto-plastycznego, w powiązaniu z teorią defektów i dyslokacji.

Unstability of physical properties of surface layer obtained by rolling

The paper deals with the revealing that the surface layer of 55 and 1H18N9T steels after rolling anywhere from ten to twenty seconds shows variable properties. Resistance variability of the surface layer on plastic deformation during its cutting with different delays after rolling was

investigated. It was stated that increasing in lapse of time in the scope of 3-10 s between rolling and cutting off the surface layer creates difficulty in cutting what influences decrease in durability of the cutting edge.

For steel 55 durability decrease equaled to 50% and for steel 1X18N9T - about 70%.

A theoretical analysis of the problem was carried out based on a model of elastic-plastic body with connection with the theory of defects and dislocations.

Нестабильность физических свойств верхнего слоя, полученного обкатыванием

В статье указано на то, что верхний слой стали 55 и 1X18N9T через несколько секунд после обкатывания обладает устойчивыми свойствами. Исследовано изменение стойкости верхнего слоя, подвергаемого пластическому деформированию во время его резания с разными опозданиями после обкатывания.

Отмечено, что расширение интервала времени /в пределах 3 + 10 сек./ между обкатыванием и резанием верхнего слоя затрудняет резание, что, в свою очередь, влияет на уменьшение стойкости режущего инструмента. Для стали 55 снижение стойкости составляло 50%, а для стали 1X18N9T около 70%.

Проведен теоретический анализ проблемы с использованием модели упруго-пластического тела в связи с теорией дефектов и дислокаций.

ROZPRASZANIE ENERGII DRGAŃ W STAŁYCH POŁĄCZENIACH
ŚRUBOWYCH

Janusz Konfisz

1. Wstęp.

Tłumienie drgań w obrabiarkach jest efektem sumowania się tłumienia konstrukcyjnego i tłumienia materiałowego.

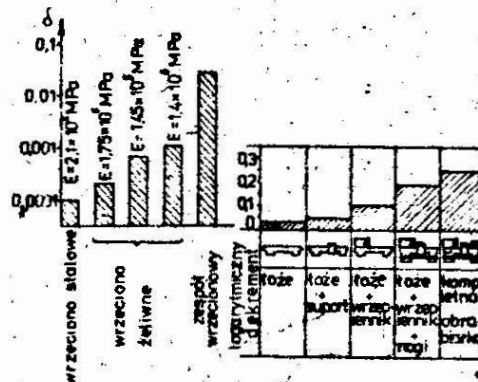
Tłumienie konstrukcyjne polega na dysypacji energii drgań w stykach elementów układu w wyniku tarcia zewnętrznego, występującego w połączeniach stałych i ruchowych łożyska, prowadnice. Wartość tłumienia konstrukcyjnego jest tym większa, im większe są wywołane obciążeniem zewnętrznym wzajemne przemieszczenia stykających się powierzchni. Wzrost tych przemieszczeń jest jednak ograniczony, gdyż powoduje niekorzystne zmniejszenie sztywności połączenia [2].

Tłumienie materiałowe ma niestety niewielką wartość. Względny współczynnik tłumienia D zawiera się w granicach 0,0001 - 0,005 [8]. W ogólnym bilansie tłumienia stanowi ono 2 - 3% [10].

Tłumienie w obrabiarce zwiększyć można przez zastosowanie materiału o lepszych własnościach tłumiących, przez zwiększenie energii rozpraszanej w połączeniach i przez zastosowanie specjalnych tłumików drgań. Wybór materiału o dużym tłumieniu materiałowym jest jednak w budowie obrabiarek ograniczony. Stosowanie specjalnych tłumików drgań jest dość kłopotliwe ze względu na koszt, jak również ograniczony zakres działania.

Decydującą rolę w tłumieniu drgań odgrywa tłumienie konstrukcyjne. Według badań [12] tłumienie w obrabiarce, rozpatrywanej jako całość, jest dużo większe niż sumaryczne tłumienie oddzielnych elementów.

Związane jest to z ilością występujących połączeń (rys. 1) [7].



Rys. 1. Udział tłumienia materiałowego i konstrukcyjnego w całkowitym tłumieniu obrabiarek wg Loewenfelda [8]

Autorzy wielu prac [1,3,11] uważają, że połączenia stałe są głównie odpowiedzialne za ilość rozproszonej energii drgań. Dlatego też tłumienie w połączeniach obrabiarkowych decyduje o dysypatywnych własnościach obrabiarki. Obecnie nie dysponuje się danymi pozwalającymi ustalić ilość rozproszonej energii drgań w połączeniach. Nie ma więc możliwości dokładnego obliczenia własności dynamicznych układu nośnego obrabiarki.

2. Zjawisko rozpraszania energii w połączeniu stałym

Rozproszenie energii w strefie styku związane jest z występowaniem:

- plastycznych odkształceń makro- i mikronierówności,
- tłumienia wewnętrznego w materiale, podczas sprężystego odkształcania się makro- i mikronierówności,
- tarcia w miejscach styku, przy poślizgach wywołanych działającym obciążeniem.

2.1. Odkształcenia plastyczne miejsc styku

Odkształcenia plastyczne związane są z wartością nacisków w miejscu styku. Po pewnej ilości cykli, zmiennego obciążenia, w wyniku zaistniałych odkształceń plastycznych następuje wzrost rzeczywistej powierzchni styku i spadek nacisków, co powoduje zahamowanie dalszego postępu odkształceń plastycznych.

Tak więc przy długotrwałym obciążeniu zmiennym, a takiemu poddane są połączenia obrabiarkowe, odkształcenia plastyczne nie wywierają praktycznie wpływu na rozpraszanie energii. W połączeniach stałych pod wpływem zacisku wstępnego śrub występuje plastyczne odkształcenie. Przyrosty wywołane obciążeniem zewnętrznym nieznacznie wpływają na odkształcenia plastyczne.

2.2. Tłumienie wewnętrzne w materiale

Tłumienie wewnętrzne materiałowe należy rozumieć jako sumę efektów wywołanych przez różnorodne mechanizmy przebudowy makro- i mikronierówności materiału, w wyniku których następuje rozproszenie energii mechanicznej. W przypadku połączeń stałych zjawisko to w artykule ograniczono do sprężystych odkształceń makro- i mikronierówności powierzchni stykających się pod działaniem obciążenia cyklicznego.

Istnieje wiele źródeł rozpraszania energii w materiale [9]. Dla materiałów konstrukcyjnych źródłem tym są mikroodkształcenia plastyczne, które powstają na skutek deformacji mikroobojętności materiału w zakresie sprężystym pod wpływem naprężeń wewnętrznych. Cykliczne odkształcenie materiału prowadzi do procesów nieodwracalnych, które decydują o rozpraszaniu energii.

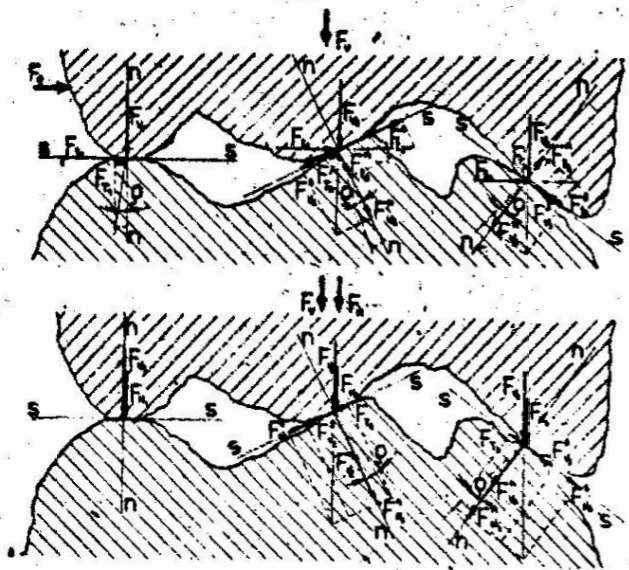
Taki mechanizm rozpraszania związany jest z istnieniem w materiale dyslokacji i zależy od ich liczby i postaci oraz występujących zanieczyszczeń blokujących ruch dyslokacji. Tarcie wewnętrzne silnie zależy od materiału. Korpusy obrabiarek wykonywane są najczęściej z żeliwa, którego zdolności dysypacyjne są znacznie wyższe niż stali.

Udział tłumienia materiałowego w ogólnym bilansie rozpraszania energii drgań w strukturach obrabiarkowych może być różny i zależy od ilości połączeń. Najczęściej jest on niewielki. Tłumienie materiałowe odgrywa ważną rolę w tłumieniu lokalnych drgań, np. ścianek korpusów skrzynkowych, co ma szczególny wpływ na głośność pracy obrabiarek.

2.3. Tarcie w miejscach styku

Mechanizm tłumienia konstrukcyjnego związany jest z tarcie, które towarzyszy poślizgom powstającym w miejscach styku pod wpływem działania obciążenia zewnętrznego. Rozproszona energia zależy od sumy prac cząstkowych sił tarcia na drodze występujących mikropoślizgów.

Mikronierówności powierzchni tworzących połączenie mogą się, ze sobą stykać wierzchołkami lub zboczami (rys. 2).



Rys. 2. Sposoby stykania się mikronierówności oraz powstawanie siły tarcia w zależności od kierunku obciążenia

Siły obciążające złącze przemieszczają się do siebie w kierunku normalnym lub stycznym do płaszczyzny styku. Kierunek ten zależy od kierunku działania siły obciążającej.

Rozpatrując złącze obciążone tylko siłami normalnymi do płaszczyzny styku zauważamy, że mikropoślizg pomiędzy stykającymi się nierównościami może wystąpić tylko wtedy, gdy kąt pochylenia zbocza α w miejscu styku będzie większy od kąta tarcia φ [5]. W przypadku kiedy wierzchołki nierówności stykają się szczytami ($\alpha = 0$) lub kąt pochylenia zbocza α jest mniejszy od kąta tarcia φ , to poślizg nie wystąpi. Występujący w połączeniach stałych zacisk wstępny F_v , wywołany śrubami łączącymi, powoduje wzajemne zbliżenie powierzchni styku. W wyniku zacisku następuje plastyczne odkształcenie mikro- i makronierówności, powodując znaczne

zmniejszenie kąta pochylenia zboczy nierówności c . Dlatego też połączenia stałe obciążone siłami normalnymi F_N charakteryzują się małą ilością elementarnych miejsc styku w których może wystąpić mikropoślizg. Plastyczne płynięcie najbardziej obciążonych miejsc styku powoduje trwałe szczepienia.

Z punktu widzenia rozpraszania energii w połączeniu stałym obciążonym siłą styczną F_t decydujące znaczenie posiadają zjawiska zachodzące w strefie szczepień. W zakresie sprężystych odkształceń szczepionych miejsc styku odbywa się poślizg w pozostałych, nieszczepionych miejscach. Wzrost obciążenia stycznego prowadzi do zrywania szczepień, tym samym zwiększa się liczba miejsc, w których występują mikropoślizgi. Ilość ich decyduje istnienie o pracy sił tarcia w połączeniu. Praca ta jest równa sumie prac elementarnych sił tarcia na odpowiadających im drogach mikropoślizgów nieszczepionych miejsc styku. Nadmierny wzrost obciążenia stycznego prowadzi do zerwania wszystkich szczepień, co wywołuje poślizg wykraczający poza zakres posunięcia wstępnego [6]. Sztywność połączenia znacznie wtedy spada. Tego niepożądanego zjawiska unika się, stosując odpowiednie duże siły zaciśnięcia wstępnego.

3. Czynniki związane z rozpraszaniem energii w połączeniu stałym

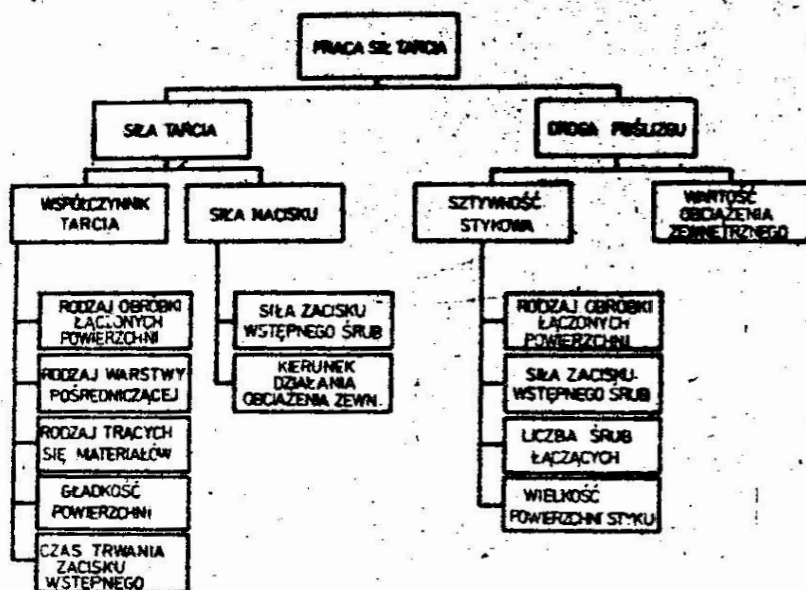
O wartości rozproszonej energii w połączeniu stałym decyduje praca cząstkowych sił tarcia, która zależy od wartości tych sił i długości drogi mikropoślizgu stykających się mikronierówności. Oba te czynniki zależą od parametrów konstrukcyjnych połączenia. Najważniejsze z nich przedstawiono w tabeli 1 [13].

Wartość siły normalnej zależy od obciążenia zewnętrznego i wartości sił zaciśnięcia śrub łączących F_v . Zewnętrzne obciążenie normalne skierowane do połączenia i siły zaciśnięcia wstępnego powodują zwiększenie siły F_N . Natomiast styczne siły zewnętrzne mogą powodować wzrost lub zmniejszenie siły F_N w zależności od przypadku stykania się nierówności (rys. 2).

Ponieważ prędkości poślizgów, występujących w stałych połączeniach obrabiarkowych, są bardzo bliskie zera, do

obliczeń należy stosować współczynnik tarcia spoczynkowego μ_s .

Tabela I. Czynniki wpływające na wartość pracy sił tarcia



Wartość współczynnika μ_s zależy od rodzaju obróbki kojarzonych powierzchni, rodzaju trących się materiałów, stanu warstwy pośredniczącej i czasu trwania zacisku wstępnego. Z badań Kirsanowej [4] wynika, że wraz ze zmniejszaniem wysokości nierówności współczynnik μ_s rośnie, co można wytłumaczyć wzrostem rzeczywistej powierzchni styku. Nalot na powierzchniach łączonych (powstały z utlenienia, bądź pochłoniętej z atmosfery pary wodnej), może w wyraźny sposób obniżyć współczynnik μ_s . Obecność oleju w połączeniu wpływa na zmniejszenie się współczynnika tarcia. Zmniejsza się on ze wzrostem lepkości. Zwiększenie czasu trwania zacisku wstępnego niesmarowanych powierzchni złącza sprzyja powstawaniu szczepień adhezyjnych. Tym samym rośnie współczynnik tarcia spoczynkowego.

Drugą podstawową wielkością określającą wartość pracy cząstkowych sił tarcia jest droga poślizgu, która zależy od sztywności stykowej oraz od wartości obciążenia. Mniejsza sztywność stykowa sprzyja powstawaniu większych poślizgów. Zwiększenie amplitudy obciążenia zewnętrznego wywołuje wzrost drogi mikroślizgów, przy czym wartość siły stycznej ograniczona jest całkowitą siłą tarcia występującą w połączeniu.

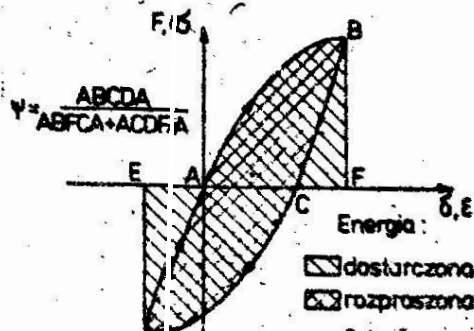
Przedstawione wielkości decydujące o wartości pracy sił tarcia umożliwiają ustalenie czynników wpływających na rozpraszanie energii w połączeniach stałych.

Do najważniejszych czynników można zaliczyć:

- kierunek działania siły obciążającej,
- wartość siły obciążającej,
- wartość siły zaciśku śrub łączących,
- nominalną powierzchnię styku,
- rodzaj obróbki łączonych powierzchni,
- ilość śrub łączących.

4. Opis stanowiska badawczego i metodyki badań

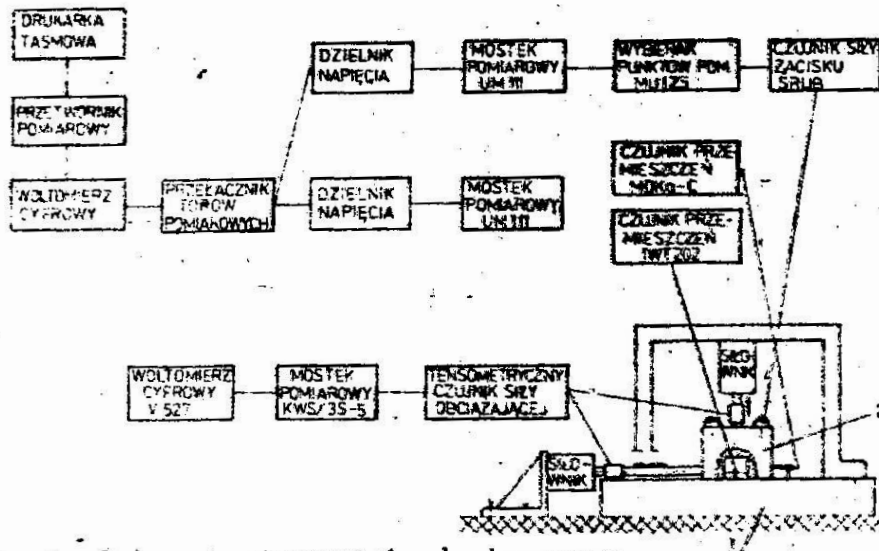
Często spotykanym współczynnikiem, charakteryzującym tłumienie jest współczynnik względnego rozpraszania energii Ψ , który definiuje się jako stosunek energii rozproszonej do energii doprowadzonej w jednym cyklu. Do wyznaczenia rozpraszania energii w połączeniach stałych najbardziej wygodna jest metoda pętli histerezy. Polega ona na wyznaczeniu strat energii układu przy quasiostatycznym obciążaniu i odciążaniu układu. Miarą strat energii jest wielkość pola pętli histerezy ΔE w układzie siła obciążająca - przemieszczenie lub naprężenie - odkształcenie (rys. 3). Pole pętli histerezy ABCDA odpowiada energii rozproszonej ΔE w układzie, w czasie jednego cyklu.



Rys.3 Wykres statycznej pętli histerezy.

Natomiast suma pól ABFCA i ACDEA odpowiada energii dostarczonej (E) do układu przez obciążenie zewnętrzne [10].

Badania przeprowadzono na stanowisku, którego schemat blokowy przedstawia rys. 4.

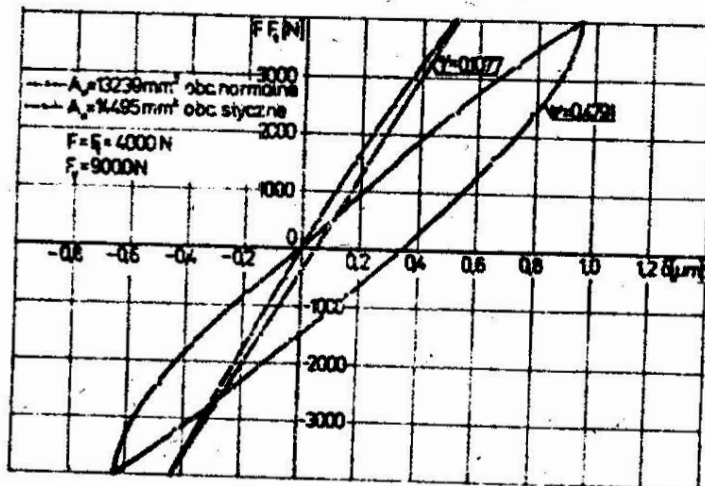


Rys. 4. Schemat stanowiska badawczego

Połączenie między płytą stalową 1, do której przykręcono śrubami próbkę 2, wykonaną ze stali o gatunku 45, było badanym modelowym połączeniem. Wymiary i kształt próbki oraz rozmieszczenia śrub łączących pozwalały na wywarcie równomiernego rozkładu nacisku na powierzchniach stykowych złącza. Znaczna grubość próbki eliminowała jej wpływ odkształceń postaciowych na wyniki pomiarów. Próbkę można było obciążać siłą styczną lub normalną w stosunku do powierzchni styku. Siła obciążająca wywierana była hydraulicznym siłownikiem dwustronnego działania według cyklu naprzemiennego. Przemieszczenia wywołane działaniem siły obciążającej mierzone, bądź to bezdotykowym czujnikiem IWT 202, bądź też dotykowym czujnikiem VIS MDKa-C. Dla ustalenia i kontroli wartości zacisku wstępnych śrub mocujących próbkę do płyty, zastosowano specjalne podkładki tensometryczne [2].

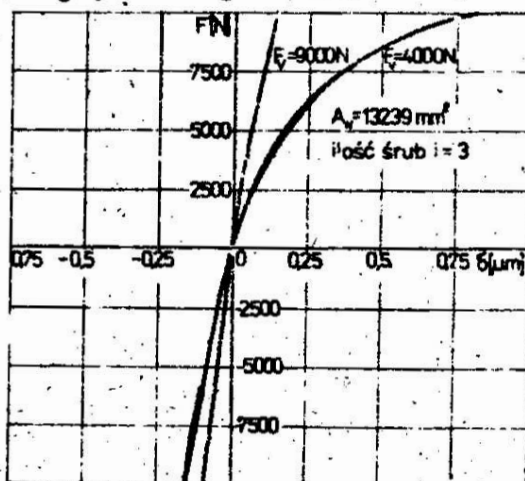
Otrzymane w postaci wydruku cyfrowego wyniki przemieszczeń wyznaczały pętle histerezy, które umożliwiały określenie współczynnika Ψ . Interesujące pola określano za pomocą całkowania numerycznego metodą Simpsona.

Wpływ kierunku działania siły obciążającej na współczynnik Ψ dla powierzchni frezowanych widoczny jest na rys. 5, gdzie naniesiono dwie pętle histerezy dla normalnego i stycznego kierunku obciążenia. Widać, że przy obciążeniu stycznym rozpraszanie energii jest kilkakrotnie większe niż przy normalnym. Wskazuje to na dominujący wpływ mikropoślizgów oraz sprężystych odkształceń mikronierówności na rozpraszanie energii.



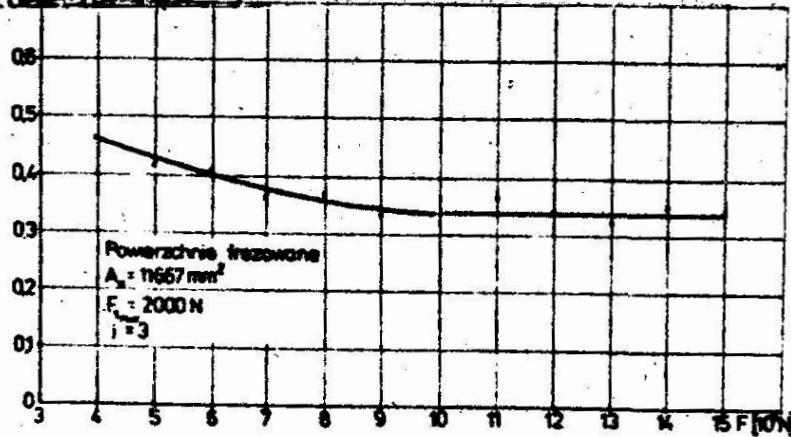
Rys. 5. Pętle histerezy dla normalnego i stycznego kierunku obciążenia połączenia

Wartość współczynnika Ψ dla obciążeń normalnych maleje dodatkowo w miarę wzrostu zacisku wstępnego w śrubach łączących oraz gdy zmniejsza się chropowatość powierzchni (rys. 6).



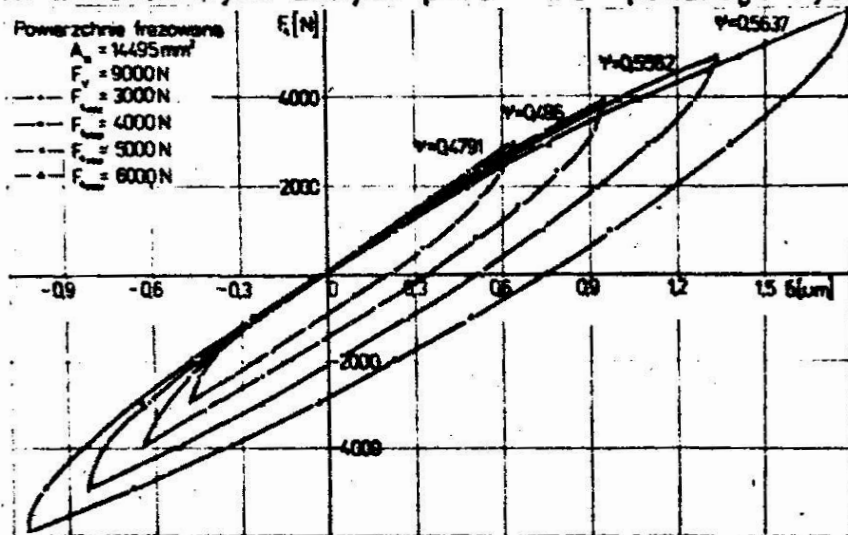
Rys. 6. Pętle histerezy dla normalnego kierunku obciążenia połączenia

Wzrost zaciśku wstępnego, zwiększając sztywność połączenia i zmniejszając możliwość poślizgu, wyraźnie obniża wartość współczynnika Ψ . Jednakże powyżej pewnej wartości siły zaciśku wstępnego F_V współczynnik Ψ stabilizuje się, jak to widać na rys. 7.



rys. 7. Zależność względnego współczynnika rozpraszania energii Ψ od wstępnej siły zaciśku w śrubach F_V

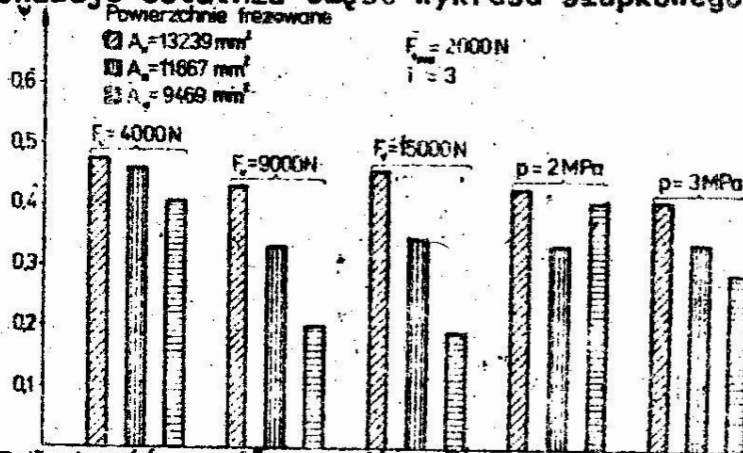
Natomiast wzrost obciążenia stycznego próbki F_t wpływa na zwiększenie się pętli histerezy, a więc i na wartość współczynnika Ψ . Zmiany te dla czterech różnych wartości obciążeń i ustalonych innych parametrów pokazuje rys. 8.



Rys. 8. Pętle histerezy dla różnych wartości sił stycznych F_{tmax}

Można to wytłumaczyć zwiększeniem względnych przemieszczeń pomiędzy łączonymi częściami. Zmniejszenie nominalnej powierzchni styku wywołuje niezależnie od wartości zaciśku wstępnego, zmniejszenie się współczynnika Ψ (rys. 9) i to

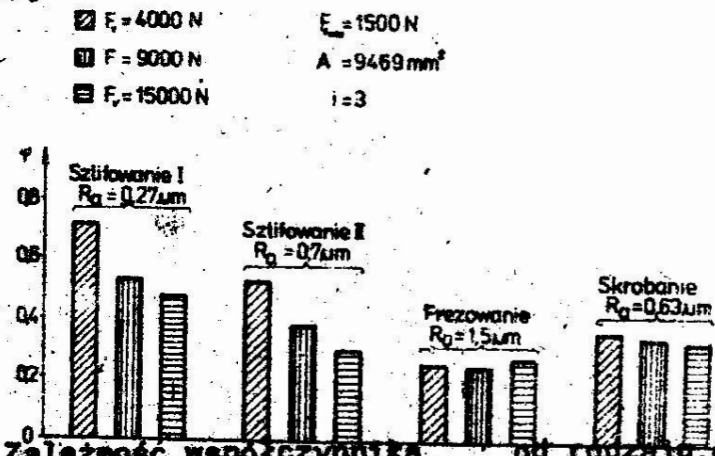
nawet wówczas, gdy zachowany będzie stały nacisk powierzchniowy, co pokazuje ostatnia część wykresu słupkowego na rys. 9.



Rys. 9. Zależność współczynnika Ψ od wartości nominalnej powierzchni A_N

Przyczyną tego stanu jest głównie to, że przy mniejszej nominalnej powierzchni połączenia maleje liczba miejsc styku, a zatem zmniejsza się praca elementarnych sił tarcia w miejscach styku.

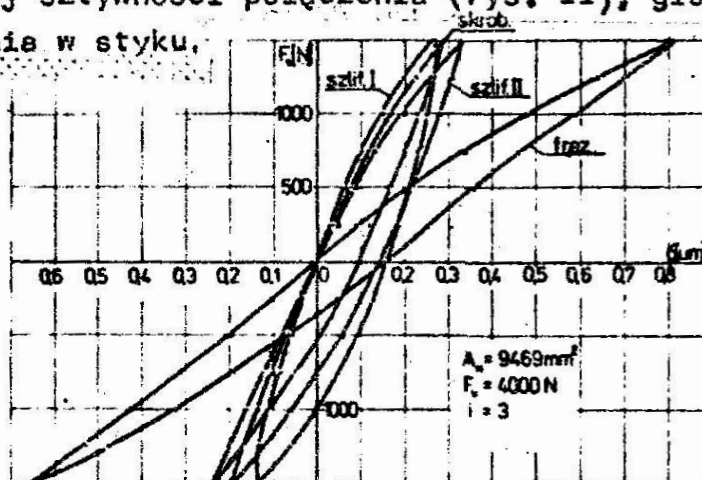
Zależność współczynnika względnego rozpraszania energii od rodzaju obróbki łączonych powierzchni przedstawiona jest na rys. 10.



Rys. 10. Zależność współczynnika Ψ od rodzaju obróbki łączonych powierzchni

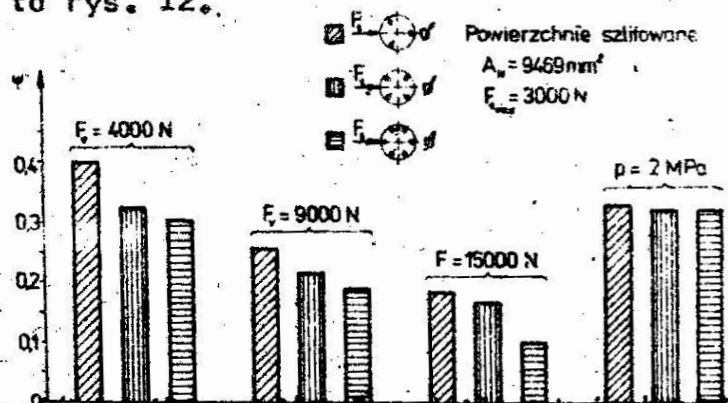
Jak widać, wraz ze spadkiem chropowatości, wyrażonej przez parametr R_q , rośnie współczynnik Ψ . Daje się to, podobnie jak poprzednio, wyjaśnić tym, że przy zmniejszającej się chropowatości powierzchni rośnie ilość miejsc styku, w których może wystąpić poślizg. Dzięki temu sumaryczna droga

sił tarcia jest stosunkowo duża mimo niewielkiego, wynikającego ze znacznej sztywności połączenia (rys. 11), globalnego przemieszczenia w styku.



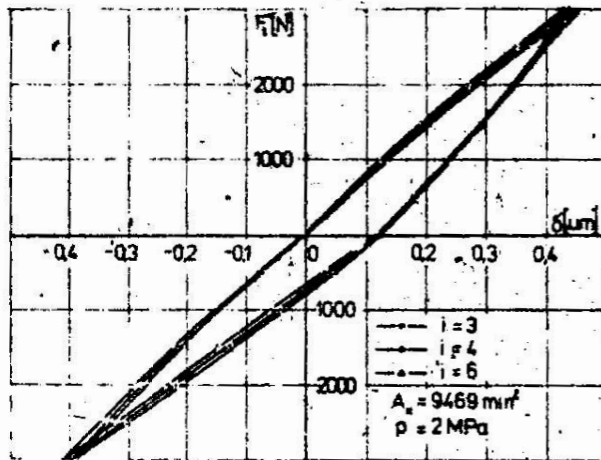
Rys. 11. Pętle histerezy dla różnych rodzajów łączonych powierzchni

Niezależnie od wartości siły zacisku wstępnego F_v współczynnik Ψ jest funkcją ilości śrub mocujących, przy czym maleje on gdy ilość śrub rośnie. Oznacza to, że im sztywniejsze jest połączenie, tym mniejsze jest rozpraszanie energii w styku. Ilość śrub ma tu zatem tylko pozorne znaczenie. Potwierdza to rys. 12.



Rys. 12. Zależność współczynnika od ilości śrub łączących

W badaniach tak dobrano wstępny zacisk, by niezależnie od ilości śrub nacisk powierzchniowy był stały (2 MPa). Jak widać rozpraszanie energii jest też tu stałe i niezależne od liczby śrub. Potwierdza to rys. 13., gdzie różnym ilościom śrub, ale temu samemu naciskowi powierzchniowemu, odpowiadają prawie identyczne pętle histerezy.



Rys. 13. Pętle histerezy dla różnej ilości śrub łączących, ale stałej wartości nacisku powierzchniowego p

5. Wnioski

Z przeprowadzonych badań wynikają wnioski, które nie tylko że potwierdzają rozważania nad przyczynami rozpraszania energii w połączeniach, ale mają też znaczenie praktyczne.

1. Wartość współczynnika Ψ istotnie zależy od kierunku działania obciążenia zewnętrznego. Połączenie obciążone siłą prostopadłą do płaszczyzny styku wykazuje niewielkie zdolności tłumiące w stosunku do połączenia obciążonego siłą styczną.
2. Połączenia z dokładnie obrobionymi powierzchniami (mała chropowatość) obciążone siłą normalną bardzo słabo rozpraszają energię.
3. Połączenia obciążone siłą styczną wykazują wzrost wartości współczynnika Ψ wraz ze zwiększeniem rzeczywistej powierzchni styku, co ma miejsce przy poprawie płaskości i gładkości łączonych powierzchni.

Uzyskane wyniki badań nie potwierdziły zatem spotykanego w literaturze [14] ogólnego stwierdzenia, że rozpraszanie energii w połączeniach stałych zwiększa się wraz ze zmniejszeniem sztywności połączenia, bowiem poprawa płaskości i gładkości pociąga za sobą wzrost sztywności.

Przeprowadzone badania wykazały, że o wielkości rozproszonej energii nie decydują jedynie przemieszczenia względne w połączeniu, lecz wartości pracy sił tarcia.

- Połączenia o dokładnie obrabianych powierzchniach charakteryzują się dużą ilością miejsc styku, gdzie może wystąpić poślizg. W połączeniach tych duża liczba cząstkowych sił tarcia, na stosunkowo niewielkiej drodze (rys. 11) wykonuje większą pracę w porównaniu z pracą sił tarcia w połączeniu z powierzchniami o niższej klasie chropowatości.
4. Zwiększenie nominalnej powierzchni połączenia powoduje wzrost ilości energii rozproszonej w złączu.
 5. Połączenie zaciśnięte śrubami z siłą zapewniającą jedynie jego "nie otwieranie się" przy obciążeniu siłą normalną i zapewniającą niewystępowanie makropoślizgów przy obciążeniu stycznym, charakteryzuje się dużym współczynnikiem Ψ . Dalsze zwiększanie sił zaciśku jest niecelowe, gdyż uzyskany przyrost sztywności jest mały, a wartość współczynnika Ψ maleje.

Literatura

1. Giergiel J.: Problemy tarcia konstrukcyjnego w dynamice maszyn. Zeszyty Naukowe AGH, nr 299, Kraków 1971.
2. Iżykowski S.: Analiza statycznych własności śrubowych połączeń korpusowych w obrabiarkach. Praca doktorska, Politechnika Wrocławska, Wrocław 1976.
3. Kalinin N.G. i inni: Konstrukcionnoje dempfirovanie v nepodviznyh soedineniach. Izd. AN, Latv. SSR, Riga 1960.
4. Kirsanowa V.N., Resetov D.N.: Kasatel'naja kontaktnaja podatlivost' detalej. Masinostroenie 1970, 2.
5. Konfisz J.: Rozpraszanie energii drgań w stałych połączeniach korpusów obrabiarek. Praca doktorska, Politechnika Wrocławska, Wrocław 1978.
6. Kragielskij I.W.: Trenije i iznos, Mašinostroenie, Moskwa 1968.
7. Loewenfeld K.: Zusatzdampfung von Werkzeugmaschinen durch Lemellenpakete, Maschinenmarkt, 1959, 19.
8. Marcholek K.: Dynamika obrabiarek. WNT, Warszawa 1974
9. Pisarenko G.S.: Rassejanie energii pri mechaniceskich kolebanijach. Izd. AN USSR, Kiev 1962.

10. Rogers P.F., Boothroyd G.: Damping at Metallic Interfaces Subjected to Oscillating Tangential Loads. Trans. ASME 1975, B 97,3.
11. Sadowy M.: Schwingungsemsentstörung bei Metallbearbeitung - eine Übersicht. Teil 1. Storguellen und Steifigkeit. Techn.Zbl.prakt. Metallbearb. 68,1974, 2.
12. Schaible B.: Dämpfung in Fugenverbindungen, wt-Z.ind. Fertig. 1974,64.
13. Schofield R.E.: The Damping Effect of Joints Formed from Machined Surfaces - the State of the Art. Proc. 13 th Int. Machine Tool Des.and Res.Conf., Birmingham 1972 Pergamon Press, London 1973.
14. Skoczyński W.: Zagadnienia modelowania stałych połączeń śrubowych w obliczeniach dynamicznych układów nośnych obrabiarek. Praca doktorska, Politechnika Wrocławska, Wrocław 1980.
15. Wasner O.: Berechnunges von Verbindungsstellen in Werkzeugmaschinenstellen Masinenbautechnik 23,1974, Heft 6.

Streszczenie

O dysepatywnych właściwościach śrubowych połączeń stałych decyduje praca sił tarcia w elementarnych miejscach styku. Właściwości te określano przy pomocy współczynnika względnego rozpraszania energii Ψ wyznaczanego metodą statycznej pętli histerezy. Badano model połączenia śrubowego na specjalnie skonstruowanym stanowisku badawczym. Określono zależność współczynnika Ψ od kierunku działania i wartości siły obciążającej, wartości siły zacisku śrub łączących, nominalnej powierzchni styku, rodzaju obróbki łączonych powierzchni i ilości śrub łączących.

Dissipation of vibration energy in permanent
screw connections

Of dissipative properties of the permanent screw connections decides the work of friction forces in the elementary contact points. These properties were determined using a coefficient of the relative energy dissipation γ that was calculated by the method of static hysteresis loop. A model of screw connection has been studied on a specially built experimental stand.

Dependences of the coefficient γ on the acting direction and the value of loading force, value of grip force of the connecting screws, nominal contact area, type of machining of connected surfaces and number of the connected screws were determined.

Рассеяние энергии колебаний в неразъемных болтовых
соединениях

Работа сил трения в элементарных местах контакта определяет рассеивающие свойства неразъемных болтовых соединений. Эти свойства охарактеризованы коэффициентом относительного рассеивания энергии γ , определяемого методом статической петли гистерезиса. Исследовалась модель болтового соединения на специальном исследовательском стенде. Определена зависимость коэффициента γ от направления действия и величины нагрузки, величины силы зажатия соединительных болтов, номинальной контактной поверхности, вида обработки соединяемых поверхностей и количества соединяющих болтов.

**OKREŚLENIE SKRAJNEGO KĄTA ZWILŻALNOŚCI JAKO PARAMETRU
DECYDUJĄCEGO O DOBORZE ZESTAWU SZKŁO-METAL**

Wiesław Stańczyk

1. Wstęp

Współczesna elektronika bazuje głównie na miniaturowych elementach półprzewodnikowych. Elementy te muszą być starannie izolowane od czynników zewnętrznych. Przy łączeniu i hermetyzacji obudów tych elementów, oraz instalowaniu wyprowadzeń znalazło zastosowanie szkło. Szkło spełnia tu podwójną rolę, uszczelnia metalowe obudowy oraz stanowi izolację między obudową a wyprowadzeniami elektrycznymi. W praktyce technolog ma do wyboru znaczną ilość typów szkieł i metali jakie mógłby zastosować do produkcji tych elementów. Coraz wyższe wymagania stawiane jakości złącza szkło-metal znacznie ograniczyły możliwości wyboru. Dlatego też, aby wybór zestawu szkło-metal użytego na złącze był jak najbardziej trafny, wskazana jest znajomość wielkości skrajnego kąta zwilżania w funkcji temperatury dla danego zestawu. Wielkość ta jest jednym z ważniejszych kryteriów doboru materiałów złącza. Decyduje ona bowiem o wytrzymałości mechanicznej złącza oraz o jego próżnioszczelności. Praca jest fragmentem szerszych badań przeprowadzanych w tym zakresie i dotyczy jedynie badania zwilżalności zestawów wytypowanych metali i szkieł bez uwzględnienia dodatkowych problemów jak: czasu rozplýwu szkieł, wzajemnej dyfuzji składników, wpływu tlenków itp.

2. Zagadnienie zwilżalności

Zwilżalność jest to zdolność do ścisłego przylegania fazy stałej i ciekłej, a jej miarą jest skrajny kąt zwilżania [5].

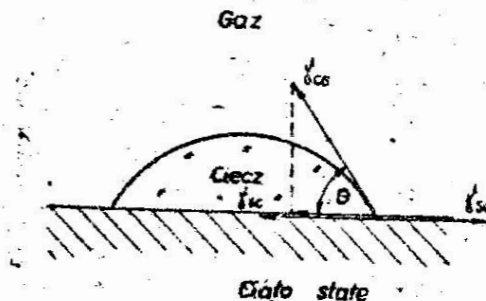
Adres: mgr inż. W. Stańczyk, Wyższa Szkoła Inżynierska,
Wydział Mechaniczny, ul. Racławicka 15-17, 75-620 Koszalin

Drobiny ciała stałego, graniczącego z cieczą wywierają siły przyciągające na bardzo bliskie drobiny cieczy. Zależnie od rodzaju cieczy i od rodzaju ciała stałego siły te są różne. Siły oddziaływania między cząsteczkami cieczy a cząsteczkami ciała stałego nazywamy siłami adhezji, siły oddziaływania między cząsteczkami cieczy nazywamy siłami kohezji. Kształt jaki przybiera kropla cieczy zależy od wzajemnej proporcji między tymi siłami.

Jeżeli rozpatrujemy zwilżanie fazy stałej przez fazę ciekłą musimy pamiętać że przejawia się ona dwójako:

- może polegać na rozpiywaniu się cieczy i przyjmowaniu przez nią kształtów równowagowych na powierzchni, granicy fazy stałej i gazowej,
- może dotyczyć rozprzestrzenienia się cieczy wzdłuż granic ziarn fazy stałej [4].

W pierwszym wypadku równowagowa konfiguracja powierzchni rozdziału faz wyznaczona jest przez tzw. skrajny kąt zwilżania (rys. 1), w drugim charakteryzowana jest ona przez tzw. dwuścienny kąt zwilżania.



Rys. 1. Warunki równowagi kropli na stałej podkładce [4]

3. Układ faza stała-ciecz-faza gazowa

W układzie, ciało stałe-ciecz-gaz mianem skrajnego kąta zwilżania określa się kąt między powierzchniami ciała stałego i cieczy oraz powierzchniami cieczy i gazu w punkcie styku wszystkich trzech faz. W punkcie zetknięcia się tych powierzchni działają napięcia powierzchniowe, γ_{sc} , γ_{sg} , γ_{cg} , styczne do odpowiadających im powierzchni. Konfigurację jaką tworzą w warunkach równowagi powierzchnie rozdziału faz określa równanie Dupr'e.

$$\cos \theta = \frac{\gamma_{sg} - \gamma_{sc}}{\gamma_{cg}}$$

gdzie:

- θ - skrajny kąt zwilżania,
- γ_{sg} - napięcie powierzchniowe na granicy fazy stałej z fazą gazową,
- γ_{sc} - napięcie powierzchniowe na granicy fazy stałej z fazą ciekłą,
- γ_{cg} - napięcie powierzchniowe na granicy fazy ciekłej z fazą gazową.

Analiza równania Dupr'e pozwala ustalić wpływ poszczególnych napięć powierzchniowych na wartość kąta zwilżania [3] .

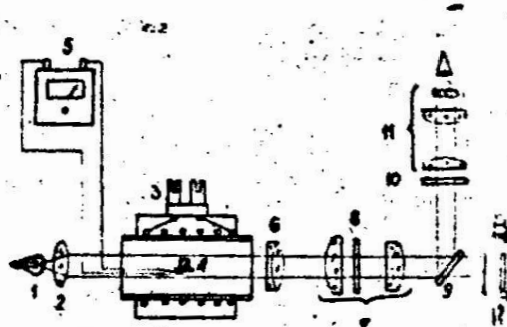
4. Cel pracy i metodyka badań .

Niniejsza praca miała na celu ocenę niektórych zestawów szkła i metalu, w oparciu o wielkość skrajnego kąta zwilżania, decydującego o jakości złącz. W pracy określono minimalne temperatury potrzebne do wykonania prawidłowych złącz. Temperatura ta jest z punktu widzenia zwilżalności istotnym parametrem procesu technologicznego. Nie rozpatrywano tutaj innych czynników wpływających na własności użytkowe połączeń szkło-metal. Przebadano dziewięć zestawów najczęściej stosowanych na złącza szkła i metali.

Jako metodę pomiaru skrajnego kąta zwilżania przyjęto metodę leżącej kropli. Jest to metoda pomiarowa dająca dla zestawów ciało stałe-ciecz wyniki w postaci wygodnej do interpretacji. Kąt zwilżania mierzono po obu stronach kropli i do analizy przyjmowano średnią arytmetyczną tych dwóch pomiarów.

5. Aparatura

Do pomiaru kąta zwilżania użyto mikroskopu grzewczego firmy "Leitz", którego schemat przedstawia (rys. 2). Mikroskop ten umożliwia obserwację procesu i wykonywanie wyrywkowo zdjęć fotograficznych.



Rys. 2. Schemat mikroskopu grzewczego firmy "Leitz" 2
1 - źródło światła, 2 - kondensator, 3 - przełącznik grzejnika elektrycznego, 4 - próbka i termoelement, 5 - wskaźnik temperatury, 6 - obiektyw, 7 - okular, 8 - płytkę z podziałką siatki, 9 - lustro uchylne do obserwacji i fotografowania, 10 - matówkę, 11 - lupa do obserwacji, 12 - aparat fotograficzny

Można także w każdym momencie procesu odczytać temperaturę oraz utrwalić jej wskazania na fotografii. Dzięki zainstalowaniu w układzie optycznym, wyskalowanej siatki odniesienia, można rejestrować zmiany wymiarów próbki w zależności od temperatury. Pomiaru temperatury dokonuje się za pomocą termoelementu Pt.Rh-Pt. Dokładność pomiaru temperatury wynosi $\pm 10\text{K}$. Próbkę można ogrzewać do temperatury 1873 K. Piec zasilany jest przez autotransformator z regulacją ręczną. Przy wykonywaniu fotografii z pięciokrotnym powiększeniem można uchwycić liniowe zmiany wymiarów standardowych próbek w granicach $\pm 0,017 \text{ m}$, co stanowi $\pm 0,4 \%$ [7].

6. Materiały użyte do badań (tabl. I)

Do badań użyto trzy metale: stop FeNiCo tzw. kowar, żelazo Armco, stal węglową wyższej jakości OBX oraz trzy szkła SL-54.1, SL-94.2, SK-01 (szkło krystaliczne). Jako atmosferę ochronną zastosowano argon. Użyte szkła posiadają poniższe właściwości oraz skład chemiczny [9]. Wszystkie szkła użyte do prób przygotowano w ten sam sposób. Ucierano je w moździerzu porcelanowym, a następnie przesiewano przez sito 0,102 mm. Z proszku szkła lekko zwilżonego wodą formowano cylindryczną próbkę o wymiarach: średnica podstawy 2 mm, wysokość 2 mm.

Tablica I. Skład i niektóre parametry fizyczne szkieł wziętych do badań

Skład	SL-54.1	SL-94.2	SK-01
SiO ₂	64 %	67%	72,3%
Al ₂ O ₃	3,5 %	5%	4,8%
B ₂ O ₃	21,7 %	-	1,2%
BaO	2,5 %	12%	-
Na ₂ O	3,4 %	7%	-
K ₂ O	4,5 %	7%	-
Li ₂ O	0,4 %	0,6%	13,6%
F ₂	-	1%	-
Sb ₂ O ₃	-	0,4%	-
ZrO ₂	-	-	0,1%
F ₂ O ₅	-	-	3 %
Właściwości	SL-54.1	SL-94.2	SK-01
średni liniowy współczynnik rozszerzalności cieplnej	$54 \cdot 10^{-7} 1/K$	$94 \cdot 10^{-7} 1/K$	$86 \cdot 10^{-7} 1/K$
gęstość	2,33 g/cm ³	2,57 g/cm ³	2,39 g/cm ³
temperatura mięknięcia wg Littletona	963 K	908 K	-

Kowar posiada następujący skład chemiczny: Ni-29%, Co-17%, C-0,02%, Si-0,1%, Fe-reszta. Średni liniowy współczynnik rozszerzalności cieplnej $57 \cdot 10^{-7}$ 1/K, gęstość $8,3 \text{ g/cm}^3$, temperatura topnienia 1720 K [6]. Żelazo Armco zawiera 99,8-99,9% żelaza i 0,1-0,2% domieszek, na które składa się co najmniej dziesięć pierwiastków, głównie węgiel i miedź, a pozostałe w tysięcznych częściach procentu. Temperatura topnienia żelaza armco wynosi 1808 K [1].

Stal 08K jest stalą węglową wyższej jakości. Zawiera 0,08% węgla [8]. Metale użyte do prób posiadały kształt płytek o wymiarach 20x10x2 mm. Płytki poddano następującej obróbce chemicznej:

- odtłuszczenie 15 min. we wrzącym trójchloroetylenie
- mycie w alkoholu etylowym
- trawienie: kwas solny + woda 1:1, temperatura ca 300K, czas 2-3 min
- mycie w bieżącej wodzie
- mycie w alkoholu etylowym,
- suszenie

Przy produkcji złącz szkło-metal, elementy metalowe po obróbce chemicznej utlenia się. Na podstawie wstępnych prób stwierdzono, że nie ma potrzeby utleniać próbek metalowych, ponieważ tlen zawarty w argonie powoduje wystarczające utlenienie powierzchni w trakcie procesu ogrzewania zestawu szkło-metal. Jako atmosferę ochronną użyto argonu spawalniczego sprężonego o parametrach zgodnych z branżową normą [10].

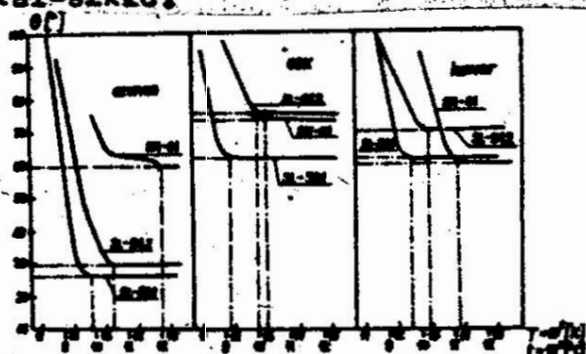
7. Przebieg badań

Próbki ogrzewane były do temperatury 1473 K z prędkością ogrzewania około 4 K/min. Prędkość ogrzewania regulowana była ręcznie za pomocą autotransformatora. Jako atmosferę ochronną użyto argonu spawalniczego o natężeniu przepływu około 0,1 l/min. Próbki studzono wraz z piecem. Fotografie rejestrujące stan próbek wykonywano początkowo co 100 K, a w miarę wzrostu temperatury w każdym momencie, gdy następowały istotne zmiany kształtu próbek. Dla każdego zestawu wykonano trzy pomiary.

8. Wyniki badań i ich analiza

Wyniki badań ujęto w pierwszym etapie w postaci zestawu fotografii kolejnych faz procesu. Następnie dla każdego zestawu wykonano wykresy zależności kąta zwilżania w funkcji temperatury $\theta = f(T)$. Wykresy te posłużyły do sporządzenia charakterystyki $\theta = f(T)$ dla każdego metalu, w połączeniach z badanymi szklami i dla każdego szkła, w połączeniach z rozpatrywanymi metalami.

Wyniki badań uzyskane na fotografiach i przedstawione na wykresach (rys. 3) uwidaczniają tendencję obniżania wielkości kąta zwilżania wraz ze wzrostem temperatury dla wszystkich badanych zestawów metal-szkło.



Rys. 3. Zależność $\theta = f(T)$ dla badanych szkieł z kowalem, żelazem armco, stalą OSK z zaznaczeniem temperatury ustalenia się wielkości kąta zwilżania

Kąt zwilżania zmniejsza się ze wzrostem temperatury do osiągnięcia pewnej stałej wartości, poniżej której nie ulega on zmianie. Temperatura w której następuje ustalenie się wielkości kąta zwilżania jest najniższą temperaturą, przy której prowadzony proces powstawania złącza daje efekt pozytywny. Określenie tej temperatury jest bardzo istotne dla projektowania procesu technologicznego złącza szkło-metal. Na wykresach przedstawiających zależność $\theta = f(T)$ dla wszystkich badanych par można uchwycić różnice w wartościach temperatury ustalenia się wartości θ , dla poszczególnych par. W skrajnym przypadku różnica temperatur dla różnych par wynosi ca 200 K. Dobranie zestawu o niższej temperaturze ustalenia się kąta zwilżania daje oszczędności czasu i energii w procesie tworzenia połączenia.

Z wykresów wynika, że rozpiętość wielkości θ wynosi około 45° . Można więc określić zestaw szkło-metal o najmniejszym skrajnym kącie zwilżania i najniższej wartości temperatury potrzebnej do otrzymania prawidłowego połączenia. Przebadane pary uszeregowano według rosnącej wielkości kąta zwilżania i uzyskano poniższą kolejność zestawów: armco-SL-54,1, armco-SL-94,2, armco - SK-0,1, kowar - SK-01, kowar - SL-54,1, O8X-SL-94,2, kowar - SL-94,2, O8X-SK-01, O8X-SL-94,2.

Z powyższego zestawienia widać że najlepiej zwilżanym metalem z wyżej wymienionych jest żelazo armco. Oględziny wyjętych z pieca próbek dały dodatkowe informacje o jakości połączeń. Niektóre zestawy mimo że posiadały dobrą zwilżalność cechowała zbyt mała spójność pomiędzy szkłem i metalem. Próbki albo były już zniszczone po wyjęciu z pieca, albo w bardzo łatwy sposób można było oddzielić szkło od metalu.

W tej sytuacji wyeliminować można było część zestawów jako nie przydatne do produkcji złącz. Spośród zastosowanych do badań par najlepsze efekty uzyskane w zestawach: stal O8X i szkło SL-94,2, żelazo armco i szkło SL-94,2 oraz kowar i szkło SL-54m1. Jak wynika z powyższych rozważań sama znajomość wielkości skrajnego kąta zwilżania nie jest wystarczającą informacją o przydatności danego zestawu do produkcji złącz. Konieczne są dodatkowe parametry, głównie znajomość liniowych współczynników rozszerzalności cieplnej zastosowanych materiałów.

Wnioski

1. We wszystkich badanych zestawach ze wzrostem temperatury wartości skrajnych kątów zwilżania maleją.
2. Wszystkie badane szkła zwilżają w stopniu wystarczającym dla stosowania w praktyce metale użyte do badań, ponieważ kąt zwilżania jest mniejszy od 90° .
3. Spośród zbadanych szkieł i metali istnieją tylko pary jak: stal O8X-SL-94,2, armco -SL-94,2, kowar-SL-54,1 które, ze względu na wielkość skrajnego kąta zwilżania i temperaturę procesu oraz zbliżoną wielkość liniowych współczynników rozszerzalności cieplnej, szczególnie nadają się na stosowanie w połączeniach.

Literatura

1. Gulajew A.P.: Metaloznawstwo, Wydawnictwo "Śląsk", Katowice, 1969.
2. Janiec M.: Wpływ dodatku niektórych tlenków do krzemianowej fazy ciekłej na wielkość kąta zwilżania, Szkło i Ceramika, nr 6 23, 1972.
3. Leżański J.: Mechanizm nasycania porowatych spieków żelaza stopem Cu-Fe z uwzględnieniem wpływu powierzchni. Praca doktorska, AGH Kraków, 1972.
4. Missol W.: Energia powierzchni rozdziału faz w metalach, Wydawnictwo "Śląsk", Katowice, 1972.
5. Bukat A., Rutkowski W.: Teoretyczne podstawy procesów spiekania, Wydawnictwo "Śląsk", Katowice, 1974.
6. Dział badawczo-rozwojowy złącz NPCP ZPE Kazel: Stopy Fernico.
7. Instrukcja obsługi mikroskopu grzewczego firmy "Leitz"
8. PN-66/H-81019.
9. BN-67/6855-05.
10. BN-69/6017-09.

Streszczenie

Niniejsza praca miała na celu określenie przydatności kilku zestawów szkło-metal na złącza, oraz określenie dla każdego zestawu minimalnej temperatury, przy której otrzymane złącze posiada właściwe parametry techniczne. Jako kryterium określające przydatność zestawów przyjęto wielkość skrajnego kąta zwilżania w funkcji temperatury. Na podstawie wyników pomiarów sporządzono wykresy $\theta = f(T)$. Z wykresów ustalono najniższe wartości temperatury procesu, dla każdej z badanych par, oraz uszeregowano je wzdłuż wielkości skrajnego kąta zwilżania.

Determination of the utmost wetting angle as a decisive parameter affecting glass-metal aggregate in the scaling planning

The aim this work was to determine the usefulness of some aggregates of glass-metal for sealings and to determine a minimal temperature for each aggregate at which obtained sealing possessed proper technical parameters. The value of the utmost wetting angle against temperature was accepted as a criterion determining usefulness of these aggregates. Graphs $\Theta = f(T)$ were performed based on the measurements results. The lowest temperatures of the process for each examined pair were ascertained from the graphs, then arranged accordingly to the value of the utmost wetting angle.

Определение предельного угла смачивания как параметра, решающего проблему выбора состава стекло-металл при проектировании соединений

Целью данной работы было определение пригодности нескольких составов стекло-металл в соединениях, а также определение для каждого состава минимальной температуры, при которой полученное соединение обладает необходимыми техническими параметрами. В качестве критерия, определяющего пригодность составов, принята величина предельного угла смачивания в зависимости от температуры. На основании результатов измерений составлены графики $\Theta = f(T)$. На основании графиков установлены минимальные значения температуры процесса для каждой из исследуемых пар. В статье эти температуры упорядочены в зависимости от величины предельного угла смачивания.

METODY BADAŃ TRWAŁOŚCI POŁĄCZEŃ SZKŁO-METAL

Józef Borkowski, Marek Fligiel

1. Wprowadzenie

Połączenia szkło-metal znajdują szerokie zastosowanie wszędzie tam, gdzie wymagane jest odizolowanie elektryczne części metalowych przy jednoczesnym próżnioszczelnym zamknięciu określonej objętości montażowej. Przykładami takich zastosowań są elementy elektroniczne jak obudowy układów scalonych, tranzystorów, diód oraz elementy elektryczne wyłączników próżniowych.

W trakcie pracy, a nawet podczas transportu tych elementów połączenia szkło-metal narażone są na różnego rodzaju obciążenia mechaniczne. Dlatego w połączeniach tych oprócz kryteriów elektrycznych powinna być zachowana odpowiednia wytrzymałość:

- statyczna
- dynamiczna.

Wytrzymałość statyczna - decyduje o przydatności złącza do pracy w urządzeniach, w których zależy na próżnioszczelnym zamknięciu i hermetyzacji określonej objętości montażowej (sprężarki itp). Wytrzymałość statyczną charakteryzują maksymalne naprężenia i siły powodujące zniszczenie połączenia.

Wytrzymałość dynamiczna - wpływa na okres prawidłowej pracy złącza, a w szczególności decyduje o zmianie parametrów elektrycznych podczas eksploatacji. Maksymalne przyspieszenie częstotliwości, czas trwania impulsów, liczba cykli decydują o wytrzymałości dynamicznej złącza.

Adres: doc.dr hab.inż. Józef Borkowski, mgr inż. Marek Fligiel, Wyższa Szkoła Inżynierska, Wydział Mechaniczny, ul. Reclawicka 15-17, 75-620 Koszalin.

W artykule przedstawiono metodykę i wyniki pomiarów wytrzymałości statycznej i dynamicznej złącz szkło-metal głównie typu zaciskowego.

2. Wytrzymałość statyczna

Wytrzymałość statyczna jest podstawową cechą mechaniczną złącz szkło-metal. Znaczna różnorodność metod pomiarów wytrzymałości złącz wynika z poziomu rozwoju metodyki badań wytrzymałościowych materiałów konstrukcyjnych. Nie wszystkie jednak metody zapewniają ocenę ilościową, niektóre z nich ograniczają się wyłącznie do określenia jakości połączenia.

Do tych ostatnich należy metoda opracowana przez Abendrotha [1]. W swoich badaniach zastosował on metodę polegającą na optycznej ocenie ilości szkła pozostałego na drucie kowalowym wtopionym w szkło po mechanicznym uszkodzeniu szkła.

Rozwinięciem tej metody jest opracowanie Geyera [4] polegające na zatopieniu rurki szklanej na drucie metalowym o długości równej trzykrotnej długości rurki szklanej rys. 1



Rys. 1. Próbką do badań wytrzymałości połączenia szkło-metal metodą Geyera [4]

Po wykonaniu złącza drut poddawano rozciąganiu w specjalnym uchwycie siłami P aż do uzyskania 4,5% wydłużenia. W czasie tego zabiegu złącze ulegało uszkodzeniu. Miarą wytrzymałości jest określony wagowo przyrost ciężaru drutu wynikający z obecności na jego powierzchni, związanych z metalem, cząstek szkła. Przy ustalonych wymiarach próbki i warunkach prowadzenia próby metoda ta pozwala określić ilościowo wartość wytrzymałości połączenia. Jest ona jednak pracochłonna i złożona.

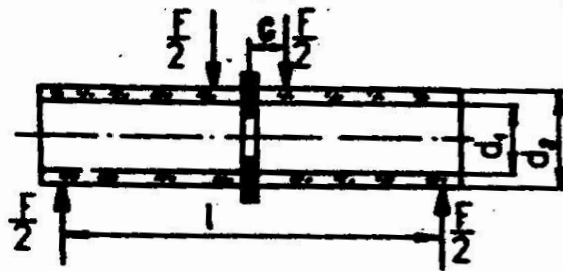
Inne rozwiązania stosowała Čichanova [3]. Wykonywano specjalne kropliste złącze, z którego w odpowiednim uchwycie (rys. 2) wyciągano elektrodę.



Rys. 2. Metoda badania wytrzymałości statycznej [3]

Miarą wytrzymałości jest stosunek siły niszczącej złącze do jego powierzchni. Jest to metoda stosunkowo prosta i dająca wyniki porównywalne do warunków rzeczywistych.

Klomp [5] określał wytrzymałość złącza metodą zginania (rys. 3).



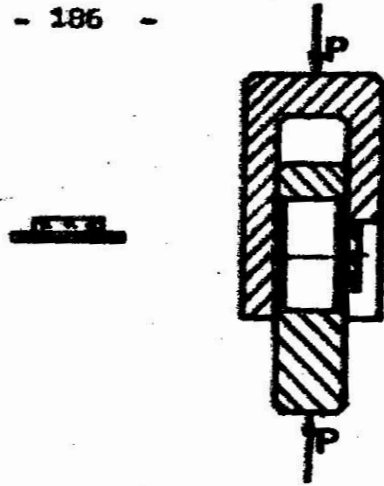
Rys. 3. Metoda zginania złącza stosowana do określenia wytrzymałości przez Kłompa [5]

Specjalnie przygotowane złącze poddawano zginaniu, a wytrzymałość wyliczano z zależności

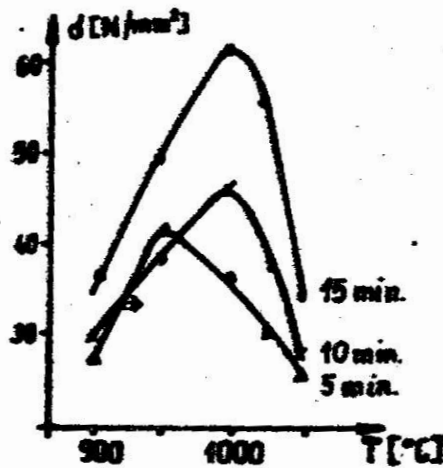
$$\sigma = \frac{8F(l-2c)d_2}{\pi(d_1^4 - d_2^4)} \quad (1)$$

w której oznaczenia są zgodne z rys. 3.

Dla potrzeb krajowego wytwórcy takich połączeń w ZPE "Kazel" w Kozalinie stosuje się metodę [1] polegającą na ścinaniu połączenia szkło-metal (rys. 4). Wyniki badań uzyskuje się w sposób bezpośredni i prosty. Oceną wytrzymałości jest wartość naprężenia ścinającego powodującego niszczenie złącza. Wyniki tych badań są przydatne w ocenie technologii spiekania złącz. Przykład wyników badań zamieszczono na rys. 5.



Rys. 4. Próbkę i przyrząd do badania wytrzymałości metodą ścinania stosowaną w ZPE "Kaziel" w Koszalinie [1]



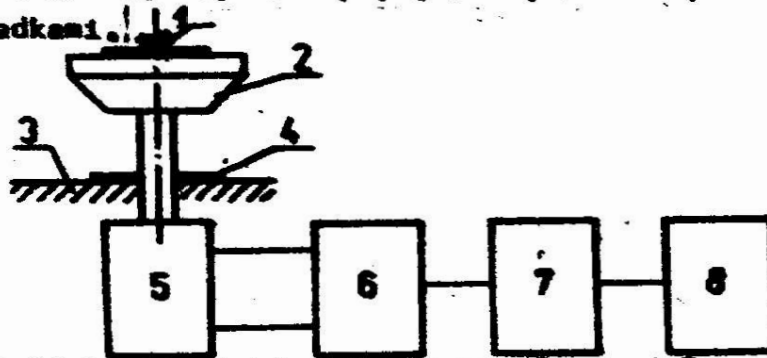
Rys. 5. Zależność wytrzymałości połączenia od czasu i temperatury zatapiania [1]

Oświadczone powyżej metody posiadają tę wadę, że uzyskane wyniki w próbach statycznych złącz szkło-metal nie mogą być przydatne do wnioskowania o zachowaniu się ich w warunkach dynamicznego obciążenia w trakcie eksploatacji.

3. Badania odporności udarowej

Bardziej przydatną charakterystykę własności złącz szkło-metal uzyskuje się z badań odporności udarowej. Badania takie przeprowadza się na wstrząsarkach pneumatycznych lub elektrodynamicznych, w których badane złącza umieszcza się w odpowiednich kasetach wypełnionych piaskiem lub w specjalnych uchwytach. Zasada działania takich wstrząsarek (rys. 6) polega na zderzeniu się ruchomej płyty,

na której zamocowane są złącza z płytą stałą stołu wyłożoną gumowymi podkładkami.



Rys. 6. Schemat blokowy wstrząsarki uderowej: 1 - badane złącze, 2 - ruchoma płyta, 3 - płyta stała, 4 - podkładki gumowe, 5 - cylinder, 6 - akumulator energii, 7 - sprężarka, 8 - źródło napędu

Badania uderowe pozwalają na ocenę maksymalnej amplitudy pojedynczych lub wielokrotnych uderów naruszających głównie elektryczne złącza.

Badane złącza obciążono udarami o charakterze połowy sinusoidy w trzech wzajemnie prostopadłych kierunkach. Przykładowe wyniki badań złącz szkło-metal przedstawiono w tabelicy 1.

Tabelica 1. Wyniki badań uderowych

Typ złącza	Ilość uderów	Czas trwania uderu (ms)	Ciężar (g)	Opis uszkodzenia	Przed uderami			Po uderach		
					Prędkość (cm/s)	Prędkość (cm/s)	Prędkość (cm/s)	Prędkość (cm/s)	Prędkość (cm/s)	Prędkość (cm/s)
PC-K	10000	1,00	—	Prędkość uderu 10000 uderów/1200 usł. w kierunku X, Y, Z	100	1,1	1,2	100	1,1	1,2
	25000	0,50	—		100	0,5	0,5	100	0,5	0,5
	50000	0,25	—		100	0,25	0,25	100	0,25	0,25
PC-K	25000	0,50	—	Prędkość uderu 25000 uderów/1200 usł. w kierunku X, Y, Z	100	—	—	100	—	—
PC-K	100	4,0	120		100	0,7	0,7	100	0,7	0,7
	250	4,0	120		100	0,8	0,8	100	0,8	0,8
PC-K	220	4,0	120	Prędkość uderu 220 uderów/1200 usł. w kierunku X, Y, Z	100	—	—	100	—	—
	220	4,0	120		100	—	—	100	—	—

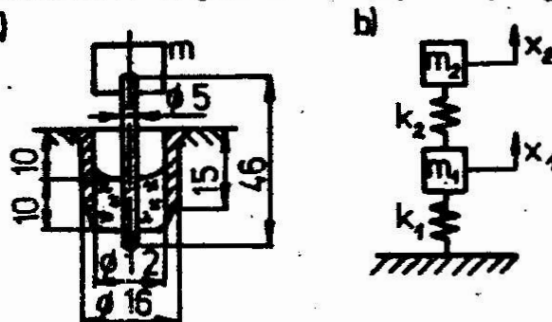
Jak z niej wynika parametry elektryczne przed i po uderach różnią się między sobą w dopuszczalnych granicach pomimo tego, że maksymalna amplituda uderów kilkakrotnie przewyższała poziom dopuszczalny [2] dla tego rodzaju złącz.

Świadczy to o dobrej jakości złącz, a zaobserwowane różnice ich własności mogą pochodzić np. z wpływu czasu składowania, wilgotności powietrza i stanu elektrod podczas pomiaru. Złącza poddane udarom ze zwiększoną częstotliwością i ilością udarów np. PC-16 i PC-24 wykazały zniszczenie w postaci braku wstępnej próżni.

4. Odporność na wibracje

Z punktu widzenia niezawodności pracy złącz szkło-metal niezbędna jest znajomość ich charakterystyki dynamicznej.

Własności dynamiczne złącz podobnie jak innych konstrukcji mechanicznych, możliwe są do określenia metodą analityczną. Podstawową cechą charakterystyczną jest częstotliwość drgań własnych złącza. Przykładowo dla najprostszego - z punktu widzenia obliczeń teoretycznych - złącza typu USO 1 (rys. 7) obliczenia częstotliwości drgań wzdłużnych wymagają następujących założeń: a)



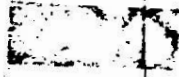
Rys. 7. Złącze szkło-metal typu USO 1 i jego model fizyczny dla drgań wzdłużnych

- złącze mocowane jest idealnie za kołnierz metalowej obudowy,
- masa elektrody jest skupiona na jej końcu,
- miejsca styku szkła z metalem są idealnie sztywne,
- tłumienie układu jest pomijalnie małe.

Model obliczeniowy tego złącza, przedstawiony na rys. 7b, jest układem o dwóch stopniach swobody, w którym

- m_1 - masa zredukowana złącza bez elektrody,
- k_1 - sztywność zastępcza szkła i obudowy,
- m_2 - suma masy wprowadzeń i masy zredukowanej elektrody,
- k_2 - sztywność elektrody.

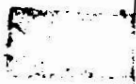
Pszczególne sztywności wyznaczane ze wzoru:



$$k = \frac{EF}{l}$$

(2)

są odpowiednio równe:



$$k_1 = \frac{k_{sz} k_o}{k_{sz} + k_o}, \quad k_2 = k_e,$$

(3)

gdzie k_{sz} - sztywność szkła,
 k_o - sztywność obudowy,
 k_e - sztywność elektrody.

Masy zostały określone na podstawie analizy masowej elementów złącza oraz części współpracujących ze złączami. Są one równe:

$$m_1 = \frac{1}{3}m_{sz} + \frac{1}{3}m_o, \quad m_2 = m + \frac{1}{3}m_e \quad (4)$$

gdzie : m_o - masa obudowy,
 m_{sz} - masa szkła,
 m_e - masa elektrody,
 m - masa elementów współpracujących ze złączem,
 $1/3$ - współczynnik określający wartość równoważnej masy [6].

Dla tak przedstawionego modelu złącza równania różniczkowe ruchu będą następujące:

$$\left. \begin{aligned} m_1 \ddot{x}_1 &= -(k_1 + k_2)x_1 + k_2 x_2 \\ m_2 \ddot{x}_2 &= k_2 x_1 - k_2 x_2 \end{aligned} \right\} \bullet \quad (5)$$

Przyjmując rozwiązanie równań różniczkowych w postaci funkcji okresowej

$$x_1 = a_1 \cos(\omega t - \psi), \quad x_2 = a_2 \cos(\omega t - \psi) \quad (6)$$

otrzymamy równania (5) w następującej formie:

$$\left. \begin{aligned} [(k_1 + k_2) - m_1 \omega^2] a_1 - k_2 a_2 &= 0 \\ -k_2 a_1 + (k_2 - m_2 \omega^2) a_2 &= 0 \end{aligned} \right\} \bullet \quad (7)$$

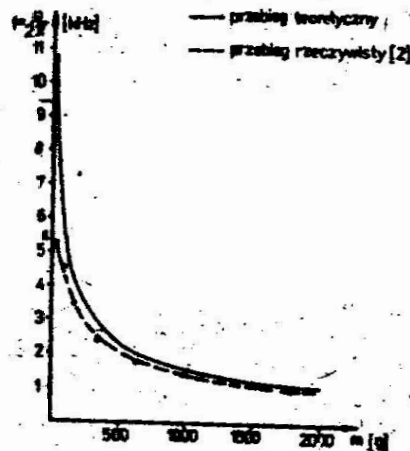
Warunkiem istnienia rozwiązań niezerowych układu (7) ze względu na amplitudy a_1 i a_2 jest

$$\begin{vmatrix} k_1 + k_2 - m_1 \omega^2 & -k_2 \\ -k_2 & k_2 - m_2 \omega^2 \end{vmatrix} = 0 \quad (8)$$

Po rozwiązaniu tego wyznacznika otrzymamy równanie bikwadratowe ze względu na ω , którego rozwiązaniem jest wzór:

$$\omega_{1,2} = \sqrt{\frac{m_1 k_2 + m_2 (k_1 + k_2) \pm \sqrt{[m_1 k_2 + m_2 (k_1 + k_2)]^2 - 4 m_1 m_2 k_1 k_2}}{2 m_1 m_2}} \quad (9)$$

Wyniki obliczeń częstości podstawowej przeprowadzonych na podstawie zależności (9), ilustruje wykres przedstawiony na rys. 8.

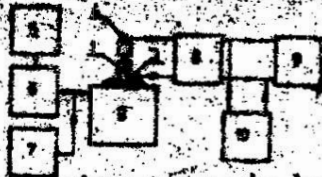


Rys. 8. Zależność częstości drgań własnych od masy elementów współpracujących ze złączem USO 1

Jak z niego wynika częstość drgań własnych złącza ulega hiperbolicznemu zmniejszeniu w miarę wzrostu masy zamocowanej na końcówce złącza. Tak obliczona częstość jest zawyżona w stosunku do rzeczywistej, gdyż obliczono ją przy założeniu idealnie sztywnego styku szkło-metal, bez uwzględnienia tłumienia. W rzeczywistości zaciśkowe połączenie szkło-metal oznacza się skończoną sztywnością i niewielkim tłumieniem, które w sposób istotny mogą się przyczynić do obniżenia częstości drgań własnych złącza.

Z tych też względów niezbędne staje się przeprowadzenie odpowiednich badań eksperymentalnych. Warunki badań wibracyjnych złącz szkło-metalicznych podaje norma PN-73/E-04550.

Badania przeprowadzone na stanowisku badawczym, którego schemat blokowy przedstawiono na rys. 9.

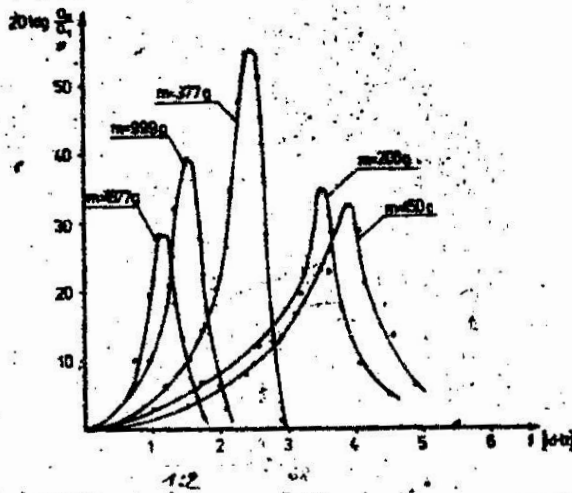


Rys. 9. Schemat toru pomiarowego do badań dynamicznych złącz szkło-metal.

Wymuszenia kinematyczne złącz 1 realizuje wzbudnik elektrodynamiczny 2, który jest sterowany przez generator drgań 5 i wzmacniacz częstotliwości 6 podający sygnał mierzony przez częstotłociomierz 7. Sygnały wymuszenia liniowego oraz zachowania się badanego złącza zbierane są przez dwa czujniki akcelerometryczne 3 i 4. Sygnały te przetwarzane są w mierniku wibracji 8 na sygnały odczytu informujące o wielkości przemieszczenia, prędkości i przyspieszenia. Przemieszczenie fazowe pomiędzy sygnałami odbieranymi z czujników 3 i 4 wskazuje fazomierz 10, a oscyloskop 9 ukazuje charakter i kształt obserwowanych przebiegów.

Na stanowisku tym można przeprowadzać badania wibracyjne złącz szkło-metal zarówno pod kątem określenia ich charakterystyk rezonansowych jak również i badań zmęczeniowych. Badaniem takim poddano złącze szkło-metal różnych typów produkowane w ZPE "Kazal" w Kazalinie.

Badania rezonansowe pozwoliły określić charakterystyki amplitudowo-częstotliwościowe i wyznaczyć częstotliwości drgań własnych złączy. Charakterystyki amplitudowo-częstotliwościowe otrzymane w badaniach eksperymentalnych przedstawiono na rys. 10. Oś rzędnych przedstawia wzmacnienie $(20 \log a_2/a_1)$, tj. logarytm stosunku amplitudy przyspieszeń elektrody złącza a_2 do amplitudy przyspieszeń wymuszenia a_1 . Oś odciętych określa częstotliwość wymuszenia. Ciężar złącz obciążano masą dodatkową m . Masy m stosowane zgodnie z obciążeniem złącz występującym w trakcie pracy.



Rys. 10. Charakterystyki amplitudowo-częstotliwościowe złącza USO 1

Częstotliwość odpowiadająca wartościom maksymalnych wzmocnień amplitud określa częstotliwość drgań własnych złącza. Duże znaczenie praktyczne ma wykres przedstawiony na rys. 8. Ilustruje on przebieg $f = f(m)$, tj. zależność częstotliwości drgań własnych złącza w funkcji masy obciążającej.

Krzywa otrzymana z eksperymentu leży poniżej krzywej obliczeniowej i wraz ze wzrostem masy obciążającej przybliża się do niej.

Spowodowane to jest zmniejszającym się wpływem przyrostu masy złącza na jego drgania własne. Przy pewnej wartości masy obciążającej układ można traktować jako układ o jednym stopniu swobody z pominięciem masy złącza.

Badania zmęczeniowe dają możliwość oceny wytrzymałości dynamicznej, poprzez określenie częstotliwości, czasu trwania wibracji i amplitudy przyspieszeń.

Oceną trwałości złącz są parametry wibracji powodujące naruszenie kryteriów przydatności elektrycznej. W badaniach własnych złącza poddawane były obciążeniom zmęczeniowym w trzech wzajemnie prostopadłych kierunkach. W tabelicy 2 przedstawiono przykładowe wyniki tych badań. Badania dotyczyły złącz nie obciążonych i złącz obciążonych masą m z analizy tych wyników i wyników w pracy [2] można przyjąć, że pomimo iż warunki zastosowanych wymuszeń są zawyżone w stosunku do obciążeń

występujących w procesie technologicznym, montażu oraz w środowiskowych warunkach pracy to jednak badane złącza nie uległy uszkodzeniu.

Tablica 2. Wyniki badań złączeniowych na wibracje sinusoidalne złącza USO 1

Długość typ. symulacji [cm]	Prędkość [cm/s]	Czas trwania próby [dnie]	Ciężar próby [kg]	Opis badania	Przed wibracjami			Po wibracjach		
					Oporność [kV]	Wydajność [kV]	Strata [dB]	Oporność [kV]	Wydajność [kV]	Strata [dB]
110	20	1,0	—	wzdłuż	17	13	10 ⁹	15	2,0	10 ⁹
200	70	1,5	—	wzdłuż	17	13	10 ⁹	10 ⁹	2,7	10 ⁹
200	100	2,0	—	wzdłuż	17	13	10 ⁹	10 ⁹	1,9	10 ⁹
100	80	1,0	22	osi	17	13	10 ⁹	12	8,0	10 ⁹
200	80	1,5	22		17	13	10 ⁹	10 ⁹	8,0	10 ⁹
200	70	2,0	22		17	13	10 ⁹	10 ⁹	5,7	10 ⁹

5. Wnioski

Na podstawie analizy literatury i analizy wyników badań własnych można sformułować następujące wnioski:

1. Przedstawione metody badań wytrzymałości statycznej są stosunkowo proste i pozwalają na szybką i łatwą ocenę jakości złącza szkło-metal.
2. Metoda badań uderowych daje dobre wyniki oceny jakości złącz szkło-metal narażonych podczas eksploatacji na zniszczenie o charakterze uderowym, gdyż symuluje ona warunki obciążenia rzeczywistego.
3. Obliczenia dokonane w oparciu o teoretyczny model złącza zaciskowego dla większych obciążeń są zgodne z wynikami eksperymentalnymi. Model ten może mieć również zastosowanie dla innych typów złącz szkło-metal.
4. Opracowana metoda badań wibracyjnych jest najbardziej przydatną do oceny trwałości złącz szkło-metal stosowanych powszechnie w układach elektronicznych różnych typów.

Literatura

1. Barczyk J.: Metody badań wytrzymałości połączeń szkło-metal, Materiały konferencyjne, Koszalin, 1980, s.31-36.
2. Badanie wytrzymałości dynamicznej złącz szkło-metalicznych i materiałów twardych, Sprawozdanie 501.02.10/I-A/1978, WSiInż, Koszalin, 1980.
3. Čichanowa L.P.: Elektronnaja Technologija, nr 4, 1970, s.31-33.
4. Geyer von F.: Glastechnische Berichte, vol.46, no 8, 1973, s.153-155.
5. Klomp J.T.: Ceramic Bulletin, vol.51, no 9, 1972, s.683-688.
6. Piszczek K., Walczak J.: Drgania w budowie maszyn, PWN Warszawa, 1972.

Streszczenie

W artykule omówiono metody badań wytrzymałości statycznej oraz odporności udarowej połączeń szkło-metal. Zaproponowano także model i sposób obliczeń teoretycznych częstotliwości drgań własnych tych połączeń oraz przedstawiono stanowisko i metodykę badań wibracyjnych różnych rodzajów złącz. Wyniki badań pozwoliły zweryfikować przydatność teoretycznego modelu złącza oraz umożliwiły ilościową ocenę trwałości dynamicznej złącz.

Investigation methods of glass-metal sealings

The paper comprises an elucidation of investigation methods of the static strengths and shock resistance of the glass-metal sealings. A model and the way of theoretical calculations of frequency of free vibrations of these sealings are proposed and the experimental setup and method

of the vibration investigation of different types of sealings are presented. The investigation results enabled to verify the usefulness of theoretical model of sealing and made it possible to evaluate the quality of the dynamic durability of sealings.

Методы исследования прочности соединений стекло-металл

В статье обсуждены методы исследования статической прочности, а также ударного сопротивления стекло-металл. Предложена также модель и способ теоретических вычислений частот собственных колебаний этих соединений. В статье также представлен способ и метод вибрационных исследований различного рода соединений. Результаты исследований позволили проверить пригодность теоретической модели соединения и провести количественную оценку динамической прочности соединений.

WPLYW TEMPERATURY I CZASU AUSTENITYZOWANIA NA ROZROST
ZIARNA AUSTENITU W STALI NCWV

Tadeusz Nykiel

1. Wstęp

Rozrost ziarna austenitu wynika z naturalnego ich dążenia do osiągnięcia minimalnej energii swobodnej na drodze zmniejszenia ogólnej powierzchni granic ziarn. Minimalną energię swobodną posiadają ziarna sześcioboczne (w przekroju dwuwymiarowym) o bokach płaskich i kącie między bokami równym 120° . Według Guy'a [1] dużą stabilność tych ziarn uzasadnia nieskończenie mała wartość siły napędowej migracji prostej granicy. Ziarna o liczbie boków różnej od sześciu są niestabilne. Granice tych ziarn przy dostatecznie dużej ruchliwości atomów migrują w kierunku zapewniającym osiągnięcie minimalnej energii powierzchniowej, tj. w kierunku środka krzywizny. Ponieważ ziarna o liczbie boków mniejszej od sześciu posiadają granice wypukłe, przemieszczanie się granic wywołuje zmniejszenie wymiarów tych ziarn lub całkowity ich zanik. Migracja granic ziarn o liczbie boków większej od sześciu powoduje ich wzrost.

Szybkość migracji granicy w kierunku środka krzywizny wg Becka [2] określa równanie:

$$\frac{dD}{dt} = \frac{k}{D^m} \quad (1)$$

przy czym:

D - wymiar charakterystyczny ziarna, t - czas

k, m - współczynniki wyznaczone doświadczalnie.

Adres: dr inż. Tadeusz Nykiel, Wyższa Szkoła Inżynierska,
Wydział Mechaniczny, ul. Racławicka 15-17, 75-620 Koszalin.

Stwierdzono, że współczynnik k osiąga wartości bliskie jedności, zatem po scałkowaniu równania (1) wzrost ziarn opisuje zależność:

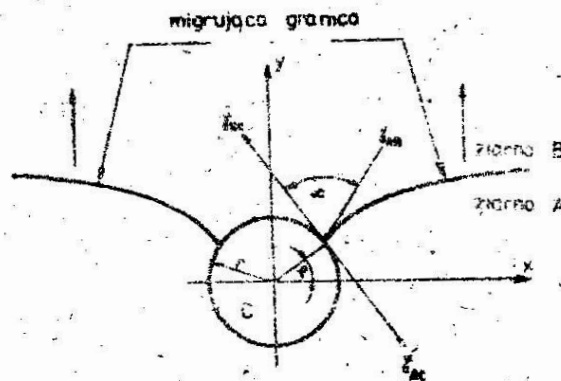
$$D^2 - D_0^2 = kt \quad (2)$$

Z zależności tej wynika, że rozrost ziarn limituje: czas, temperatura, której wpływ uwzględniła wartość współczynnika k (w postaci energii aktywacji) oraz wielkość ziarna wyjściowego D_0 . Przemieszczanie się granic ziarn, hamuje obecne w stopach cząstki dyspersyjne. Mechanizm oddziaływania dyspersoidów na migrację granic ziarn wyjaśniają w swych pracach Zenner [3], Asby, Harper i Lewis [4].

Według Asby granice ziarn w obecności drobnych cząstek mogą zachowywać się dwójako:

- granica przechodzi przez cząstkę,
- granica opasuje cząstkę.

Skuteczne hamowanie rozrostu ziarna austenitu ma miejsce wówczas, gdy granice nie przechodzą przez cząstki dyspersyjne, tzn. opasują cząstki (rys. 1).



Rys. 1. Schemat oddziaływania cząstki kulistej z granicą ziarna

Wielkość siły hamującej ruch granicy ziarna określa zależność:

$$P = 2\pi r \cdot \gamma_{AB} \cdot \cos \varphi \cdot \cos (\alpha - \varphi).$$

Wartość kąta styku α można obliczyć z równowagi napięć powierzchniowych w punkcie styku granicy z cząstką dyspersyjną.

Kąt φ związany jest z kątem opasania cząstki.

Siła wywierana przez granicę na cząstkę osiąga maksimum dla

$\varphi = \frac{\alpha}{2}$, a wartość jej wynosi:

$$P_{\max} = \pi r \cdot \gamma \cdot AB \cdot (1 + \cos \alpha).$$

Dla "n" cząstek dyspersyjnych siła hamująca na jednostkę powierzchni granicy wynosi:

$$P_{\max} = n \pi r \gamma \cdot AB \cdot (1 + \cos \alpha).$$

Ponieważ w polidispersyjnym układzie kul zachodzi związek [5,6]

$$n = N \cdot 2 \bar{r}$$

przy czym:

n - liczba cząstek na powierzchni,

N - liczba cząstek w jednostce objętości,

2 \bar{r} - średnica przestrzenna cząstek,

parametr N [6] można zastąpić przez średni promień cząstki \bar{r} oraz objętość względną cząstek V_v . Po podstawieniu do równania za n wartości $3 V_v / 2 \pi r^{-2}$ maksymalną siłę hamującą na jednostkę powierzchni granicy wyraża zależność:

$$P_{\max} = \frac{3}{2} \cdot \frac{V_v}{r} \cdot \gamma \cdot AB \cdot (1 + \cos \alpha).$$

Wetrzymanie ruchu granicy ma miejsce wówczas, gdy siła P_{\max} jest równoważna sile napędowej granicy.

Jedną z metod otrzymywania drobnego ziarna austenitu w stali jest wprowadzenie w procesie wytapiania mikrodotyków Al, Ti, V, Nb, Zr. Działanie aluminium w postaci ALN zanika podczas wygrzewania stali w zakresie temperatur 1223-1323 K (950 - 1050°C), ponieważ ALN rozpuszcza się w austenicie [7]. Najskuteczniej rozrost ziarna austenitu hamują V, Nb i Zr [8,9]. Pierwiastki te tworzą bardzo trwałe węgliki lub węglikoazotki typu M/C,N/, które rozpuszczają się podczas austenitowania przy temperaturach od 1373 do 1473 K/1100-1200°C/. W stalach narzędziowych rozrost ziarna austenitu hamują węgliki. Skuteczność działania węglików zależy od ich trwałości, udziału procentowego, wielkości i sposobu rozmieszczenia.

Celem niniejszej pracy jest ustalenie wpływu warunków austenitowania na wielkość ziarna austenitu, rozkładu wielkości ziarn oraz stwierdzenie czy istnieje zależność między wielkością ziarna austenitu, a zawartością węglików w stali.

2. Materiał i metoda badań

Badania przeprowadzono na próbkach ze stali NCWV dostarczonych w postaci prętów kutyh i wyżarzonych zmiękczająco. Skład chemiczny, budowę strukturalną i własności stali podano w pracy [10].

Obróbkę cieplną próbek przeprowadzono w następujących warunkach:

1. Austenitowanie w temperaturach 1273, 1323, 1373 i 1423 K w ciągu 10, 30, 90 minut w piecu z atmosferą ochronną (azot) firmy "CARBNITE", typ SPEC M.T.S.
Dokładność regulacji temperatury ± 2 K.
2. Austenitowanie w temperaturze 1473 K w piecu solnym, sól SH960 z dodatkiem 10% soli SH630. Do pomiaru temperatury stosowano temperaturę PtRh-Pt. Dokładność regulacji temperatury ± 5 K.

Ziarno austenitu w stali NCWV zahartowanej po austenitowaniu w temperaturach 1373, 1423 i 1473 K ujawniono przez trawienie 4% roztw. HNO_3 w $\text{C}_2\text{H}_5\text{CH}$. Po wygrzewaniu w 1273 K, 1323 K, najlepsze efekty uzyskano przy użyciu odczynnika Becheta i Beaujarda [11] z dodatkiem 5% zwilżacza w postaci płynu FF. W próbkach hartowanych z 1173 i 1223 K granic ziarna austenitu nie ujawnia 4 i 15% azot. Podobnie odczynnik Becheta i Beaujarda o zawartościach zwilżacza 5, 10, 15%.

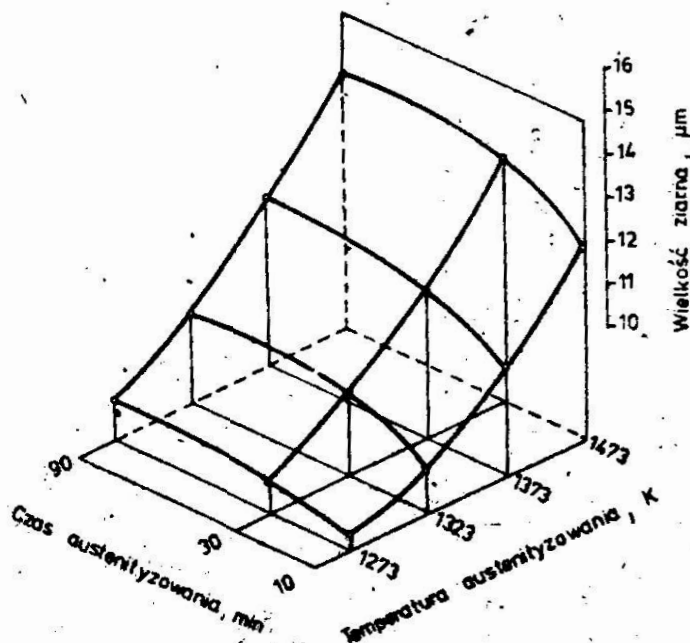
Nie otrzymano również pozytywnych efektów (przy użyciu w/wm. odczynników) po odpuszczeniu próbek przez okres 10 i 30 minut w temperaturach 773, 823 i 873 K.

Wielkość ziarna austenitu wyznaczono metodą siecznych przypadkowych [12]. Zliczenie liczby przeciętnych ziarn na siecznej o długości 127 μm wykonano pod mikroskopem, przy czym posługiwano się zglądami poprzecznymi.

Liczba siecznych wynosiła: dla próbek hartowanych po austenityzowaniu od 1273 do 1473 K w czasie 10 i 90 minut-60; 1273 K w czasie 30 minut - 100; 1323, 1373, 1423, 1473 K w czasie 30 minut - 160.

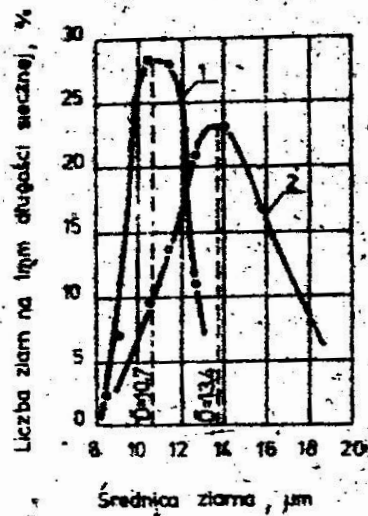
3. Wyniki badań

Wpływ temperatury i czasu austenitzowania na wielkość ziarna austenitu ilustruje rys. 2.

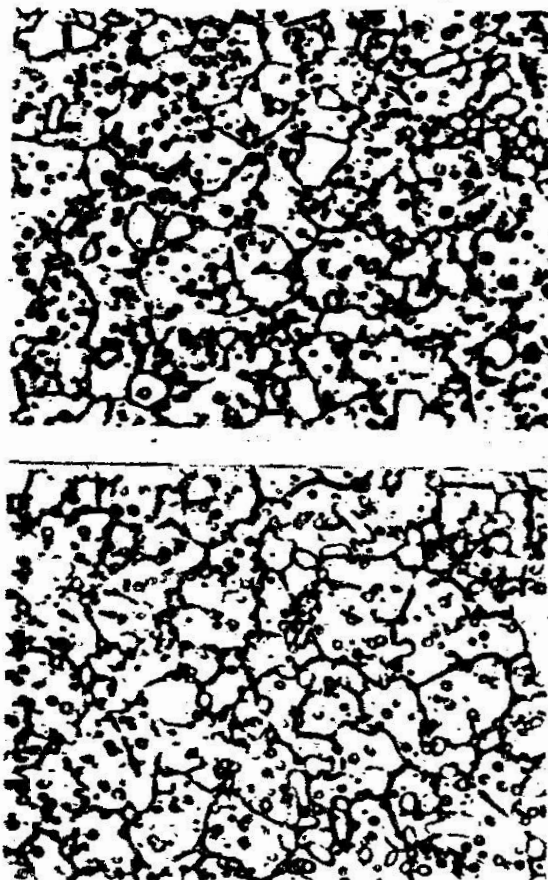


Rys. 2. Wpływ temperatury i czasu austenitzowania na wielkość ziarna austenitu

Z wykresu wynika, że istotne zmiany wielkości ziarna austenitu występują po austenitzowaniu w okresie 30 minut. Ziarna austenitu w zahartowanej stali z 1273 K posiadają kształt nieregularny (rys. 4 a), a rozkład wielkości ziarn (rys. 3 - krzywa 1) wykazuje asymetrię prawostronną. Węglik pierwotne i duża ilość wtórnych rozmieszczone są na granicach ziarn, uniemożliwiając w ten sposób ich migrację.



Rys. 3. Rozkład średnic ziarn austenitu po austenitowaniu 1-1273K (1000°C), 2-1373K (1100°C). Czas austenitowania 30 minut

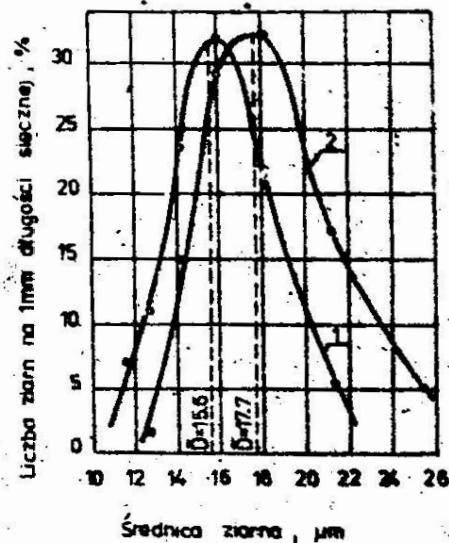


Rys. 4. Mikrostruktura stali NCWV. Pow. 900x
a - po austenitowaniu w 1273K (1000°C), $T_A = 30 \text{ min.}$
b - po austenitowaniu w 1373K (1100°C), $T_A = 30 \text{ min}$

Podwyższenie temperatury austenitowania do 1373 K wywołuje dalszy wzrost wielkości ziarn, natomiast rozkład średnic ziarn (rys. 3 - krzywa 2) rozkładem asymetrycznym lewostronnie. Mikrostrukturę cechuje (rys. 4b) występowanie obszarów o mniejszym ziarnie, obecność których nie wynika z segregacji węglików pierwotnych, występują bowiem w miejscach ich równomiernego rozłożenia.

Po austenitowaniu stali w temperaturach od 1273 do 1373K przyrost średnicy ziarna wynosi 2,7 μm a 4,3 μm w zakresie od 1373 do 1473K, jest to zatem zakres w którym ziarno austenitu rośnie najintensywniej.

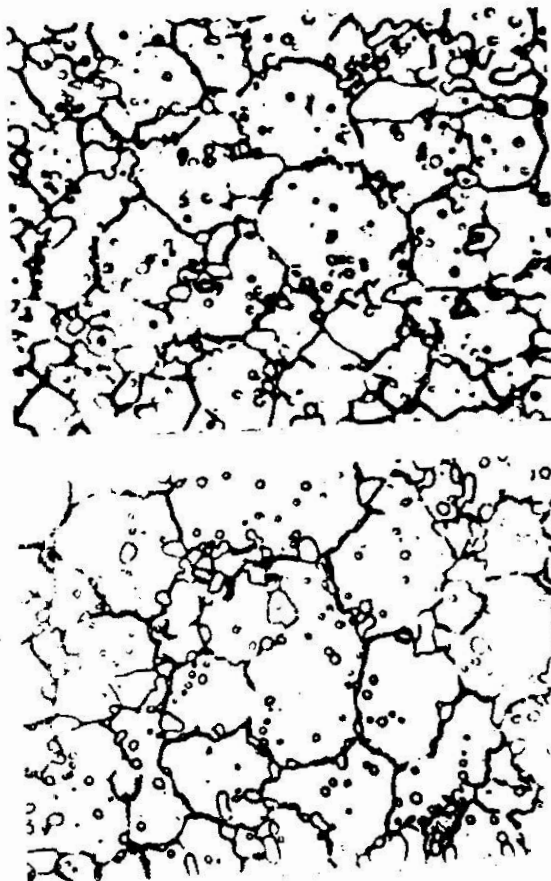
Rozkłady średnic ziarn (rys.5 - krzywa 1,2) po wygrzewaniu w 1423 i 1473 K w czasie 30 minut, podobnie jak dla 1373K, są asymetrycznie lewostronnie.



Rys. 5. Rozkład średnic ziarn austenitu po austenitowaniu:
1 - 1423K (1150°C), 2 - 1473K (1200°C),
Czas austenitowania 30 minut

Mikrostrukturę stali po austenitowaniu w temperaturach 1423 i 1473K cechują:

- po wygrzewaniu w 1423K zbliżony do poliedrycznego kształt ziarn austenitu (rys. 6a). Własność ta częściowo zanika podczas austenitowania w 1473K (rys.6b).



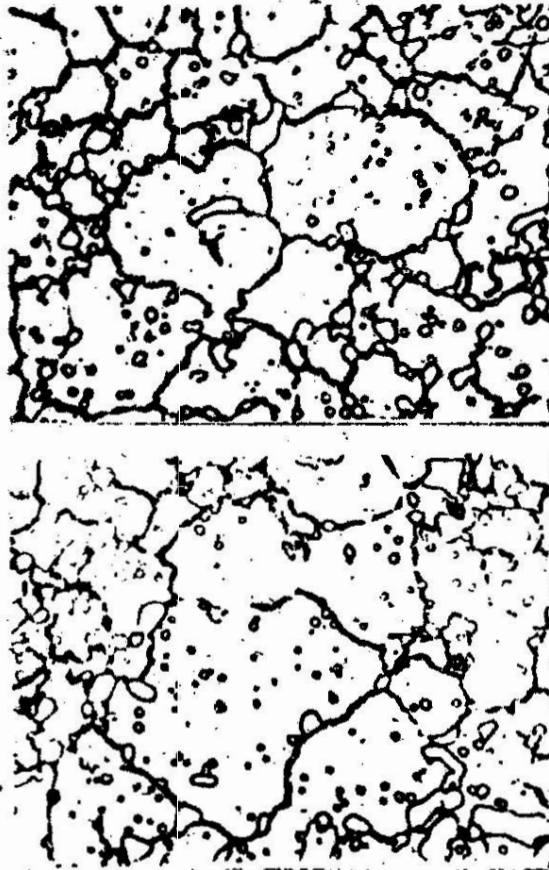
Rys. 6. Mikrostruktura stali NCWV. Pow. 900x

- a - po austenityzowaniu w 1423K 1150°C , $T_A=30$ min
- b - po austenityzowaniu w 1473K 1200°C , $T_A=30$ min

- występowanie drobnych ziarn w obszarach segregacji węglików pierwotnych (rys. 6a,b),
- występowanie dużych ziarn, które powstały na drodze przeszczenia się granic (rozrost kosztem zaniku małych ziarn rys. 7a,b),
- prawdopodobnie jest powstawanie dużych ziarn na drodze zrastania się (dopasowywania sieci krystalicznych) ziarn mniejszych (rys. 7a,b).

Mechanizm powstawania ziarn dużych na drodze zrastania zdaje się potwierdzać efekty trawienia. Ujawnienie granic ziarn 4% HNO₃ w C₂H₅CH po austenityzowaniu stali w 1423 i 1473K nie następuje. trudności, natomiast słabo widoczne

granice (rys. 7a,b) ujawnione zostały w wyniku kilkakrotne-
go polerowania i trawienia.



Rys.7. Mikrostruktura stali NCWV. Pow. 900x

a - po austenityzowaniu w 1423 K (1150°C), $T_A = 30$ min,
b - po austenityzowaniu w 1423 K (1150°C), $T_A = 24$ godz

Granice te często zakotwiczone są na węglkach dużych,
wobec czego nie mogą migrować w kierunku środka krzywizny.
Liczba dużych ziarn o nieregularnym kształcie, w których
nie ujawniono drobniejszych, kilkakrotnym polerowaniem i tra-
wieniem rośnie ze wzrostem czasu austenityzowania do 12 godz.
w temperaturze 1423 K (rys. 7b).

4. Analiza wyników

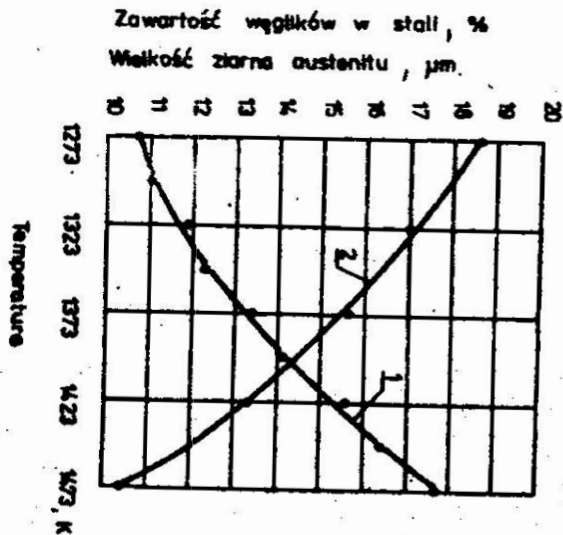
Z przeprowadzonych badań kinetyki rozrostu ziarn austenitu wynika, że ich kształt, wielkość oraz rozrzut wielkości ziarna, determinuje temperatura austenitowania. Ziarna po wygrzewaniu w 1273, 1323, 1373 K posiadają kształt nieregularny. Istotna zmiana kształtu ma miejsce po wygrzewaniu w 1423 K, podczas którego ziarna przyjmują kształt wieloboków, a stopień ich regularności postępuje ze wzrostem czasu austenitowania do 90 minut. Proces rozrostu ziarn, jak również przyjmowanie przez nie kształtu poliedrycznego wynika z naturalnej tendencji do zmniejszania energii swobodnej kosztem energii powierzchniowej.

Intensywność tych zjawisk zależy od trwałości węglików, wielkości i sposobu ich rozmieszczenia. W badanej stali NCWV w zakresie temperatur austenitowania do około 1323 K skutecznie hamują rozrost ziarn austenitu, drobne węgliki M_7C_3 i $M_{23}C_6$, rozmieszczone na granicach ziarn. Natomiast po austenitowaniu przy 1323 K można dostrzec obszary, w których ziarna austenitu są wyraźnie większe, wydaje się, że efekt ten może być wynikiem intensywnego rozpuszczania się węglików $M_{23}C_6$, które właśnie w tej temperaturze i czasie 30 minut przechodzą całkowicie do roztworu γ .

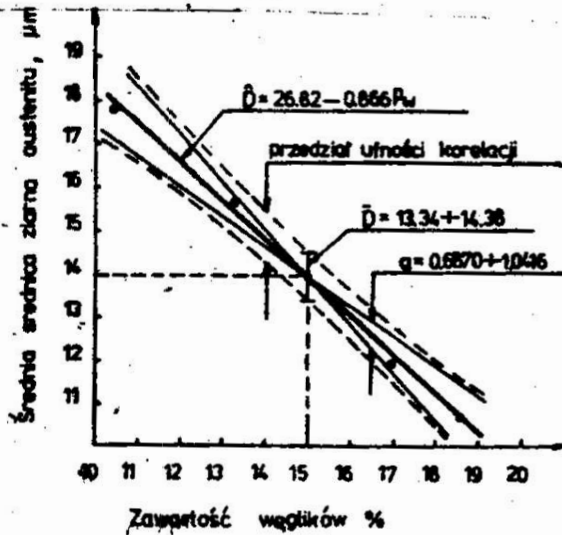
Poliedryczny kształt ziarn austenitu po austenitowaniu w temperaturze 1423 K uzasadnia mała zawartość węglików w stali wobec czego granice mają dużą swobodę przemieszczania.

Zjawisko przyjmowania przez ziarna austenitu kształtu poliedrycznego podczas wysokotemperaturowego austenitowania stwierdził w badaniach stali szybkotnących Zmihoreki [13]. W przypadku stali NCWV zwracającym uwagę jest fakt, że podczas austenitowania przy temperaturze 1423 K poza zjawiskiem przyjmowania przez ziarna austenitu kształtu poliedrycznego przyjmują kształt poligonalny węgliki. Poliedryczny kształt ziarn austenitu i poligonalny węglików częściowo zanika podczas austenitowania przy 1473 K.

Wzrost temperatury austenitowania od 1273 do 1473 K (przy $T_A = 30$ minut) wywołuje spadek zawartości węglików w stali od 18,28 do 10,19% cięż.



Rys. 8. Wpływ temperatury austenitzowania na zawartość węglików i wielkość ziarna austenitu w zahartowanej stali NCWV. Czas aust. - 30 min, 1 - wielkość ziarna austenitu; 2 - zawartość węglików



Rys. 9. Prosta regresji średniej średnicy ziarna austenitu względem zawartości węglików w stali NCWV. Zakres temperatur austenitzowania 1273-1473 K (1000-1200°C) Czas aust. - 30 minut

Równolegle rośnie wielkość ziarna austenitu od 10,7 do 17,7 μm (rys. 8). W analizowanym zakresie temperatur i czasie austenitowania 30 minut wielkości ziarna austenitu koreluje z zawartością węglików w stali (rys. 9). Współczynnik korelacji wynosi 0,9937 co świadczy o ile zależności, a ponieważ wartość ta na poziomie istotności $\alpha = 0,05$ jest wyższa od krytycznej [14] określono postać funkcyjną zależności. Równanie prostej regresji średniej ziarna austenitu względem zawartości węglików ma postać:

$$D = 26,82 - 0,8665 P_w$$

Dla poziomu istotności $\alpha = 0,05$ i $n - 2 = 3$ stopni swobody $t_{\alpha} = 3,182$ stąd:

- przedział ufności średniej średnicy ziarna

$$\bar{D} = 13,34 - 14,38$$

- przedział ufności współczynnika nachylenia prostej

$$a = 0,6870 - 1,0460$$

Obliczenia przeprowadzono zgodnie z pracą [15].

5. Wnioski

1. Granice ziarn austenitu w stali zahartowanej z temperatur 1373/1100°C/, 1423/1150°C/ i 1473 K /1200°C/ ujawnia 4% HNO₃ w C₂H₅CH₃ z 1323/1050°C/, 1273/1000°C/ najlepsze efekty otrzymuje się przy zastosowaniu odczynnika Becheta i Beaujarda. Po austenitowaniu stali w temperaturach poniżej 1273 K /1000°C/ zalecane przez PN-66/H-04516 metody ujawniania granic ziarn austenitu nie dają pożądaných efektów (w badaniach nie uwzględniono metody utleniania w próżni).
2. Wielkość ziarn po austenitowaniu w temperaturach 1273-1473K /100-1200°C/ wzrasta od 10,34 μm po 10 minutach wygrzewania w 1273 K do 15,9 μm po 90 minutach austenitowania w 1423 K /1150°C/. Najintensywniejszy wzrost ziarn występuje w okresie do 30 minut, a w zależności od temperatury powyżej 1323 /1050°C/. Najmniejszy rozrzut wielkości ziarn odpowiada temperaturze austenitowania 1273 K/1000°C/.

3. Po austenitowaniu stali w temperaturze 1423 K /1150°C/ ziarna austenitu posiadają kształt poliedryczny, w niższych nieregularny. Poliedryczny kształt ziarn częściowo zanika po wygrzewaniu stali w 1473 K /1200°C/.
4. Wielkość ziarn austenitu w stali zahartowanej po austenitowaniu w temperaturach 1273-1473 K /1000-1200°C/ i czasie 30 minut koreluje z zawartością węglików w stali. Równanie prostej regresji wielkości ziarna względem zawartości węglików ma postać: $\bar{D} = 26,82 - 0,8665 P_w$.

Literatura

1. Guy A.G.: Wprowadzenie do nauki o materiałach PWN, Warszawa, 1977, s.364.
2. Cahn R.W.: Physical Metallurgy. North-Holland Publishing Company, Amsterdam, 1965, s.595.
3. Zenner: Trans. AIME, 176, 1949, s.15 cyt. przez Spitha C.S
4. Ashby M.F., Harper J., Lewis J.: Trans AIME, V.245, 1969, s.413.
5. Saitykow S.A.: Stereometriczeskaja Metallografia, Moskwa 1970, s.246.
6. Tasek E., Ryś J., Wienczek K.: Prace VI konf. metalozn. Poznań, 1970, cz.I, s.15.
7. Bern K., Koch W.: Stahl und Eisen, 82, 1962, s.1268.
8. Gladman T., Dulien D.: Metal Science, 1974, nr 6, s.167.
9. Brodowicz A., Gorozyca S.: Hutnik, 1974, nr 5, s.232.
10. Nykiel T.: Konf. naukowo-techniczna, Kołobrzeg, 1978, cz. III, s.5.
11. Bechet S., Beaujard L.: Revue de Metallurgie, nr 10, 1955, s. 830.
12. Ryś J.: Wstęp do metalografii ilościowej. Katowice, 1970.
13. Zaiterki E.: Stal szybkoznęca, PWT, Warszawa 1958, s.133.
14. Sztydiowski H.: Teoria pomiarów, PWN, Warszawa 1974.
15. Kuczyński E.: Opracowanie wyników doświadczeń. Skrypt dla mechaników, Warszawa, 1969.

Streszczenie

Celem pracy było ustalenie wpływu temperatury i czasu austenitizowania na wielkość ziarna austenitu oraz ustalenie zależności między wielkością ziarna austenitu a zawartością węglików w stali.

W wyniku przeprowadzonych badań stwierdzono, że podczas austenitizowania stali NCWV w zakresie temperatur 1273–1473 K ziarna austenitu rosną najintensywniej w pierwszych 10 minutach. Najmniejszy rozrzut wielkości ziarna austenitu otrzymuje się po austenitizowaniu przy 1273 K. Mikrostruktura stali po austenitizowaniu przy 1423 K cechuje poliedryczny kształt ziarn austenitu oraz występowanie drobnych ziarn w obszarach segregacji węglików pierwotnych. Między wielkością ziarna austenitu a zawartością węglików w stali istnieje zależność liniowa, a równanie prostej regresji ma postać:

$$D = 26,82 - 0,8665 Pw.$$

Effect of temperature and austenitization time
on the austenite grain increase in NCWV steel.

The purpose of the work was to ascertain the effect of temperature and austenitization time on the austenite grain size and to reveal dependence between the austenite grain size and carbides content in steel.

As the result of the studies carried out it was ascertained that during austenitizing NCWV steel in the temperature scope of 1273–1473 K the austenite grains had the most intensive growing during the first 10 minutes. The least size dispersion of the austenite grain size was obtained after austenitization at 1273 K. Microstructure of the steel after austenitizing at 1423 K is distinguished with a poliendric shape of the austenite grains as well as occurring of fine grains in the areas of segregation of the promary carbides. A linear dependence exists between the austenite grain size and the carbide content in steel and the equation of regression line takes the form:

$$D = 26,82 - 0,8665 Pw.$$

Влияние температуры и продолжительности аустенитизации на рост зерна аустенита стали

Целью работы было установление влияния температуры и продолжительности аустенитизации на величину зерна аустенита, а также определение зависимости между величиной зерна аустенита и содержанием карбидов в стали.

В результате проведенных исследований установлено, что при аустенитизации стали NCWV в пределах температур 1273-1473 К зерна аустенита растут наиболее интенсивно в течение первых 10 минут. Наименьший разброс величин зерна аустенита получается путем аустенитизации при 1273 К. Микроструктура стали после аустенитизации при 1273 К характеризуется полиадрической формой аустенита и мелкими зернами в областях ликвации первичных карбидов. Между величиной зерна аустенита и содержанием карбидов в стали существует линейная зависимость, а уравнение прямой регрессии имеет вид:

$$D=26,82 - 0,8665 P_w.$$